

DER STAHLBAU

SCHRIFTFÜHRUNG: PROF. DR.-ING. DR.-ING. E.H.K. KLÖPPEL DARMSTADT
VERLAG VON WILHELM ERNST & SOHN BERLIN-WILMERSDORF

Heft 8 — August 1958



Ministerium Lima (Peru)

23 Geschosse, Höhe 86 m, Stahlkonstruktion - 3100 t

Entwurf: M · A · N, Lieferung: M · A · N, GHH, Krupp

Montage: M · A · N

M · A · N

VERWALTUNGSBAUTEN · GESCHÄFTSHÄUSER

INDUSTRIEBAUTEN · FLUGZEUGHALLEN

BAHNHOFSHALLEN · STAHLFUNDAMENTE

MASCHINENFABRIK AUGSBURG - NÜRNBERG AG. WERK GUSTAVSBURG

DER STAHLBAU

Schriftleitung:

Professor Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. Kurt Klöppel,
Darmstadt, Technische Hochschule

Verlag von Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin-Wilmersdorf
Hohenzollerndamm 169, Ruf: 871556

27. Jahrgang Berlin, August 1958 Heft 8

Inhalt

Seite

- Gruber, E., Oberreg.-Baurat Dr.-Ing. habil., Hannover: .
Die Berechnung der gelenkigen Fachwerke bei Berücksichtigung ihrer Verformung 197
- Zucker, O., Bundesbahndirektor, Wuppertal-Elberfeld:
Wiederaufbau des Kreuzungsbauwerkes in km 4,70 der Güterzugstrecke Düsseldorf-Derendorf-Abzweigung Vogelsang 202
- Klöppel, K., Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h., Darmstadt, und Scheer, J., Dipl.-Ing., Darmstadt: Beulwerte der durch eine Längssteife im Viertelpunkt der Feldbreite ausgesteiften Rechteckplatte bei Navierschen Randbedingungen 206
- Schneider, K., Obering., Mainz-Kastel: Die Walter-Kolb-Halle auf dem Messegelände Frankfurt/Main . . . 213
- Späth, W., Dr., Lustadt: Zur Frage des Sprödbruchs . 217

Verschiedenes:

- Lacher, G., Dipl.-Ing., Darmstadt: Große Schweißtechnische Tagung 222
- Foulon, A., Dr.-Ing. chem., Darmstadt: Diffusionsverfahren zur Oberflächenhärtung von Stahl 224

Bezugsbedingungen

Vierteljährlich 7,50 DM (Ausland nur ganzjährlich 30,— DM), Einzelheft 3,— DM und Zustellgeld. Monatlich ein Heft, Bezugspreis im voraus zahlbar. Bestellungen nehmen jede Buchhandlung und jede Postanstalt oder der Verlag entgegen. Postscheckkonto: Berlin-West 16 88. Abbestellungen einen Monat vor Schluß des Kalendervierteljahres.

Bestellungen für das Ausland sind zu richten

für Österreich an Rudolf Ledner & Sohn, Wien I/1, Seilerstätte 5,

für die Schweiz an Verlag für Wissenschaft, Technik und Industrie AG., Basel, Schützenmattstraße 43,

für Italien an Libreria Commissionaria Sansoni, Firenze, Via Gino Capponi 26,

für das gesamte übrige Ausland und Übersee an I. R. Maxwell & Co. Ltd., London W 1, 4/5 Fitzroy Square.

STELLENANGEBOTE

Stahlbau

Wir suchen für unsere Stahlbau-Abteilung mit Stahl-, Brücken- und Kranbau einen erfahrenen

PROJEKT-INGENIEUR (Dipl.-Ing.)

mit entsprechender Ausbildung. Kalkulations-, Werkstätten- bzw. Montage-Praxis, für umfangreiche Aufgaben auf dem vorgenannten Gebiet.

Die angebotene Position bietet nach Einarbeitung und Bewährung die Möglichkeit, in die Abteilungsleitung vorzurücken.

Wir bitten für diese führende Aufgabe in einer bekannten westdeutschen Maschinen- u. Stahlbau A.G. um Bewerbung nur von solchen Herren, die charakterlich, wie auch kenntnismäßig hohe Anforderungen durch entsprechende Referenzen nachweisen können.

Den Angeboten bitten wir Unterlagen über Ausbildungsgang, bisherige Tätigkeit und Gehaltsbezüge sowie handschriftlich geschriebenen Lebenslauf beizufügen.

Chiffre-Nr.: 20 301 an „Der Stahlbau“, Anzeigenabtl., Berlin-Wilmersdorf, Hohenzollerndamm 169

WÄLZLAGER IN EISENBAHNWAGEN UND DAMPFLOKOMOTIVEN

50 Jahre Entwicklung
bei der Deutschen Bundesbahn
und ihren Vorgängern

Von Techn. Bundesbahn-Oberinspektor a. D.
ALFRED ILLMANN

und Techn. Bundesbahnamtman
HANS KURT OBST

VIII, 184 S., mit 177 Bildern und 11 Zahlentafeln
DIN A 5. Brosch. DM 15,—. Leinen DM 18,—



VERLAG VON WILHELM ERNST & SOHN · BERLIN

Zu beziehen durch jede Buchhandlung

Schriftleitung:

Professor Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. Kurt Klöppel, Darmstadt, Technische Hochschule
Fernsprecher: Darmstadt 40 41, Anschluß 2145

27. Jahrgang

BERLIN, August 1958

Heft 8

Die Berechnung der gelenkigen Fachwerke bei Berücksichtigung ihrer Verformungen

Von Oberregierungsbaurat Dr.-Ing. habil. Ernst Gruber, Hannover

DK 624.023.85 Statik von Fachwerken

1. Einleitung

In den meisten Fällen kann man der Statik eines Fachwerkes die Geometrie seines unverformten Zustandes zugrunde legen.

Bei gewissen Tragwerksformen und Belastungsarten sind jedoch die eintretenden Verformungen schon so groß, daß man mit den Ausmaßen des verformten Systems rechnen muß.

2. Bezeichnungen

Für die folgenden Untersuchungen, für die wir der Kürze halber die vektorielle Form benutzen werden, führen wir für einen beliebigen Stab \overline{nq} und Knoten v die folgenden Bezeichnungen ein:

$s_{nq} = s_{qn}$ Netzlänge im unverformten Zustand;

s_{nq} oder s_{qn} Einheitsvektor der Stabrichtung des unverformten Fachwerkes am Knoten n oder q . Positive Richtungen nach Bild 1 ($s_{nq} = -s_{qn}$);

E_{nq} und F_{nq} Elastizitätsmodul und Querschnittsfläche;

\mathfrak{P}_v Vorgegebene Last im Knoten v . Während des Verformungsvorganges verschiebt sich im allgemeinen der Kraftvektor parallel zu sich selbst, sein Absolutbetrag bleibt jedoch unverändert;

$S_{nq} = S_{qn}$ Die zu der Last \mathfrak{P}_v gehörige, am unverformten Tragwerk ermittelte Stabkraft, kurz Stammwert genannt (Zug +);

\mathfrak{B}_v Verschiebungsvektor des Knotens v ;

$\Delta \mathfrak{B}_{nq} = \mathfrak{B}_n - \mathfrak{B}_q$ Relativverschiebung des Knotens n oder q gegenüber dem Knoten q oder n ;

oder

$\Delta \mathfrak{B}_{qn} = \mathfrak{B}_q - \mathfrak{B}_n$

$\mathfrak{D}_{qn} = \mathfrak{D}_{nq} = \varphi_{nq} \mathfrak{D}_{nq}$ Stabdrehvektor im Sinne des Bildes 1 (d. h. wenn $\cos \varphi_{nq} = 1$ und $\sin \varphi_{nq} = \varphi_{nq}$ gesetzt werden kann);

$\Delta S_{nq} = \Delta S_{qn}$ Die durch die Berücksichtigung der Verformungen des Fachwerkes entstehende Änderung des Stammwertes;

$\Delta s_{nq} = \Delta s_{qn}$ Stabdehnung (Verlängerung +);

$\mathfrak{M}_{nq}, \mathfrak{M}_{nq}, \mathfrak{S}_{nq}$ Zusatzwirkungen.

Die verschiedenen Werte der acht letztgenannten Größen werden in den nachfolgenden Untersuchungen durch zusätzliche Zeiger gekennzeichnet.

[a b], (a b) Vektoriell und scalares Produkt.

m Anzahl der Knoten.

3. Verformungen

Aus Bild 1, in welchem die räumlichen Ortsveränderungen der Stabenden n und q dargestellt sind, folgt für die beiden Relativverschiebungen die Beziehung $\Delta \mathfrak{B}_{nq} = -\Delta \mathfrak{B}_{qn}$, das heißt sie bilden mit \overline{nq} eine Ebene E , die wir der einfachen Darstellung halber als Zeichenebene gewählt haben. Die Verhältnisse $\Delta s_{nq} : s_{nq}$ sollen nun so klein sein, daß man für die Absolutbeträge φ_{nq} der Stabdrehvektoren $\cos \varphi_{nq} = 1$ und $\sin \varphi_{nq} = \varphi_{nq}$ setzen kann. Bezeichnet man dann mit $\Delta s_{nq} = \Delta s_{qn}$ die nach Beendigung der Systemverformung vorhandenen Stabverlängerungen, so gelangt man von der Anfangslage \overline{nq} des Stabes zu seiner Endlage $\overline{n_e q_e}$, indem man ihn zunächst bei Festhaltung seines Endes q in der Ebene E um den kleinen Winkel φ_{nq} dreht, nachher um $\Delta s_{nq} \cdot s_{nq}$ streckt und anschließend um \mathfrak{B}_q verschiebt, wobei die Reihenfolge dieser drei

Bewegungsphasen beliebig ist. Vertauscht man in diesem Vorgang die Zeiger n und q , so gelangt man zur selben Endlage $\overline{n_e q_e}$, wobei $\varphi_{nq} = \varphi_{qn}$ gilt.

Wir erinnern noch daran, daß, solange die Verformungen im obigen Sinne klein bleiben, diese einerseits immer unter Zugrundelegung der Abmessungen des unverformten Fachwerkes berechnet und andererseits additiv überlagert werden können.

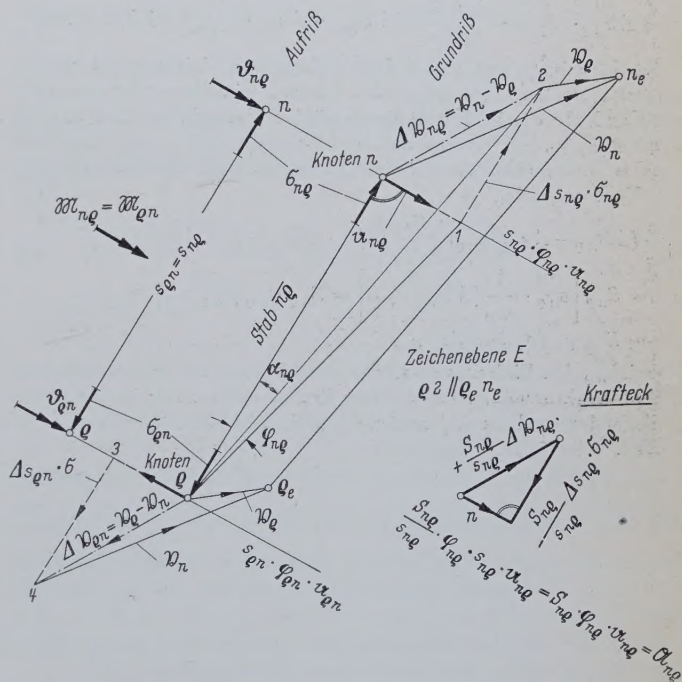


Bild 1. Bezeichnungen mit Verschiebungseck und Kraftseck

Unter diesen Umständen begeht man immer nur kleine Fehler 2. und höherer Ordnung.

4. Berechnung durch schrittweise Annäherung

4.1 Für die Berechnung eines Fachwerkes unter Zugrundelegung der Geometrie seines verformten Zustandes kann man zwar algebraisch-trigonometrische Gleichungen aufstellen, deren Lösung aber auf große Schwierigkeiten stößt. Wir entwickeln daher ein Verfahren, bei welchem man sich, von den Stammwerten ausgehend, den nach der Systemverformung vorhandenen Stabkräften schrittweise annähert.

4.2 Für jeden Knoten gelten zunächst für das unverformte Fachwerk die Gleichgewichtsbedingungen

$$\sum_q S_{nq} \cdot s_{nq} = \mathfrak{P}_n \quad n = 1, 2, \dots, m, \dots \quad (1)$$

woraus beim statisch bestimmten Tragwerk die S_{nq} eindeutig folgen.

Es seien nun $(S_{nq} + \Delta S_{nq})$, Δs_{nq} und $\Delta \mathfrak{B}_{nq}$ die von den Lasten \mathfrak{P}_n herrührenden und am verformten Fachwerk, ohne Vernachlässigung aller der unter Abschnitt 3 erwähnten kleinen Größen ermittelten

Stabkräfte, Stabdehnungen und Knotenverschiebungen. Dann lauten für jeden Knoten die exakten Gleichgewichtsbedingungen

$$\sum_{\varrho} \frac{s_{n\varrho} \cdot \mathfrak{S}_{n\varrho} + \Delta \mathfrak{B}_{n\varrho}}{s_{n\varrho} + \Delta s_{n\varrho}} \cos \alpha_{n\varrho} \cdot (S_{n\varrho} + \Delta S_{n\varrho}) = \mathfrak{P}_n, \quad n=1, 2, \dots, m. \quad (2)$$

Hierbei stellt das 1. Glied den Einheitsvektor des Stabes $n\varrho$ nach der Verformung dar. Die Bedeutung des ebenfalls sehr kleinen Winkels $\alpha_{n\varrho}$ ergibt sich analog aus Bild 1.

4.3 Dividieren wir Zähler und Nenner des Bruches durch $s_{n\varrho}$, entwickeln hieraus $1 + \left(1 + \frac{\Delta s_{n\varrho}}{s_{n\varrho}}\right)$ und $\cos \alpha_{n\varrho}$ in eine Potenzreihe, multiplizieren aus, unterdrücken die kleinen Größen 2. und höherer Ordnung und berücksichtigen die Beziehung (1), so ergibt sich zunächst

$$\sum_{\varrho} \Delta S_{n\varrho} \cdot \mathfrak{S}_{n\varrho} = - \sum_{\varrho} \frac{S_{n\varrho}}{s_{n\varrho}} (\Delta \mathfrak{B}_{n\varrho} - \Delta s_{n\varrho} \cdot \mathfrak{S}_{n\varrho}), \quad n=1, 2, \dots, m, \quad (3)$$

wobei der Punkt über dem Gleichheitszeichen andeuten soll, daß sich die beiden Seiten um kleine Größen der vorhin genannten Art voneinander unterscheiden. Ersetzen wir nun in (3) die Werte $\Delta S_{n\varrho}$, $\Delta \mathfrak{B}_{n\varrho}$ u. $\Delta s_{n\varrho}$ durch die mit Vernachlässigung der kleinen Größen nach Abschnitt 3 ermittelten $\Delta S_{n\varrho}$, $\Delta \mathfrak{B}_{n\varrho}$ u. $\Delta s_{n\varrho}$, so erhalten wir nun die Gleichung

$$\sum_{\varrho} \Delta S_{n\varrho} \cdot \mathfrak{S}_{n\varrho} = - \sum_{\varrho} \frac{S_{n\varrho}}{s_{n\varrho}} (\Delta \mathfrak{B}_{n\varrho} - \Delta s_{n\varrho} \cdot \mathfrak{S}_{n\varrho}), \quad n=1, 2, \dots, m. \quad (4)$$

4.4 Man kann nun den rechten Seiten der Gleichung (4), welche als Knotenlasten gedeutet werden können, eine besonders anschauliche und für die Rechnung zweckmäßige Form geben. Da nämlich allgemein $s_{n\varrho}^2 = 1$ ist und aus Bild 1 $\Delta s_{n\varrho} = \Delta \mathfrak{B}_{n\varrho} \cdot \mathfrak{S}_{n\varrho}$ abgelesen werden kann, erhalten wir bei Anwendung des Reduktionssatzes der Vektoralgebra

$$\begin{aligned} \frac{S_{n\varrho}}{s_{n\varrho}} (\Delta \mathfrak{B}_{n\varrho} - \Delta s_{n\varrho} \cdot \mathfrak{S}_{n\varrho}) &= \frac{S_{n\varrho}}{s_{n\varrho}} \left(\mathfrak{S}_{n\varrho}^2 \cdot \Delta \mathfrak{B}_{n\varrho} - (\mathfrak{S}_{n\varrho} \Delta \mathfrak{B}_{n\varrho}) \cdot \mathfrak{S}_{n\varrho} \right) \\ &= S_{n\varrho} \left[\mathfrak{S}_{n\varrho} \cdot \frac{1}{s_{n\varrho}} [\Delta \mathfrak{B}_{n\varrho} \mathfrak{S}_{n\varrho}] \right] = S_{n\varrho} \varphi_{n\varrho} [\mathfrak{d}_{n\varrho} \mathfrak{S}_{n\varrho}] = \\ &= S_{n\varrho} \varphi_{n\varrho} \alpha_{n\varrho} = \mathfrak{M}_{n\varrho}, \quad \dots \dots \dots (5) \end{aligned}$$

wobei $\mathfrak{d}_{n\varrho}$ den Einheitsvektor des zur Ebene E senkrecht stehenden Stabdrehvektors $\mathfrak{D}_{n\varrho}$ und $\alpha_{n\varrho}$ den Einheitsvektor der in der Ebene E liegenden und zu $\overline{n\varrho}$ senkrecht stehenden Zusatzkraft $\mathfrak{M}_{n\varrho}$ bedeutet.

Dasselbe Ergebnis folgt auch, wenn man entsprechend (4) jede Seite des Verschiebungseckes $n-2-1$ (Bild 1) mit $\frac{S_{n\varrho}}{s_{n\varrho}}$ multipliziert. Wir erhalten so für jedes Stabende ein Kraftedk, dessen Ebene senkrecht zum Drehvektor $\mathfrak{D}_{n\varrho}$ des dazugehörigen Stabes $n\varrho$ steht (Bild 1).

Stellt man für das Stabende ϱ eine analoge Betrachtung an, so folgt $\mathfrak{M}_{n\varrho} = -\mathfrak{M}_{n\varrho}$, was wir zu einem Zusatzmoment

$$\mathfrak{M}_{\varrho n} = \mathfrak{M}_{n\varrho} = S_{n\varrho} \varphi_{n\varrho} s_{n\varrho} \alpha_{n\varrho} \quad \dots \dots \dots (6)$$

zusammenfassen können.

α , δ , \mathfrak{d} bilden dabei an jedem Stabende ein Rechtssystem (Bild 1).

4.5 Geht man bei (4) von der vektoriellen auf die skalare Form über, drückt unter den Voraussetzungen nach Abschnitt 3 die Komponenten der Stabdrehvektoren $\mathfrak{D}_{n\varrho}$ durch die Verlängerungen $\Delta s_{n\varrho}$ aus, das heißt man setzt

$$\Delta s_{n\varrho} = \frac{S_{n\sigma} + \Delta S_{n\varrho}}{E_{n\varrho} F_{n\varrho}}, \quad \dots \dots \dots (7)$$

so ergeben sich 3 m Stück linearer Gleichungen (Ch), aus welchen z. B. für ein Balkensystem die 3m - 6 Stück $\Delta S_{n\varrho}$ und die 6 Auflagerwiderstände eindeutig bestimmbar sind.

In ihnen haben die Beizahlen der Unbekannten $\Delta S_{n\varrho}$ die Form nicht homogener, linearer Funktionen der Stammwerte, die rechten Seiten hingegen bestehen aus algebraischen Funktionen 2. Grades derselben Stammwerte. Man kann also die Wirkung mehrerer Lastsysteme nicht mehr einfach überlagern.

Da außerdem in jeder der Gleichungen alle Unbekannten auftreten, wobei aber keine der Beizahlen gegenüber den anderen besonders dominiert und noch dazu die einzelnen Gleichungen untereinander sehr stark zusammenhängen, ist die Aufstellung und Auf-

lösung der Gleichungen (Ch) rechnerisch sehr umständlich. Man bestimmt daher die Unbekannten $\Delta S_{n\varrho}$ einfacher durch schrittweise Annäherung.

4.6 In den Gleichungen (4) sind die gesuchten Endwerte der $\Delta \mathfrak{B}_{n\varrho}$ und $\Delta s_{n\varrho}$ noch nicht bekannt. Ersetzt man zunächst letztere in 1. Annäherung durch die von den Stabkräften $S_{n\varrho}$ herrührenden, am unverformten Fachwerk ermittelten Verschiebungen $\Delta_1 \mathfrak{B}_{n\varrho}$ und $\Delta_1 s_{n\varrho}$, so erhalten wir die Bestimmungsgleichungen für die 1. Verbesserungen $\Delta_1 S_{n\varrho}$ der Stammwerte $S_{n\varrho}$ in der Gestalt

$$\begin{aligned} \sum_{\varrho} \Delta_1 S_{n\varrho} \cdot \mathfrak{S}_{n\varrho} &= - \sum_{\varrho} \frac{S_{n\varrho}}{s_{n\varrho}} (\Delta_1 \mathfrak{B}_{n\varrho} - \Delta_1 s_{n\varrho} \cdot \mathfrak{S}_{n\varrho}) = \\ &= - \sum_{\varrho} \mathfrak{M}_{1,n\varrho}, \quad n=1, 2, \dots, m. \quad \dots \dots (8) \end{aligned}$$

Vergleicht man nun diese Gleichung mit Gleichung (1), so erkennt man, daß wir die durch die Berücksichtigung der Verformungen hervorgerufenen Änderungen $\Delta_1 S_{n\varrho}$ der bereits bekannten Stammwerte $S_{n\varrho}$ erhalten, indem wir das unverformte Fachwerk mit den Zusatzwirkungen $-\mathfrak{M}_{1,n\varrho}$ oder $-\mathfrak{M}_{1,n\varrho}$, siehe (5) oder (6), belasten und hierfür die Stabkräfte bestimmen. Das gilt auch analog für die folgenden gleichgebauten Gleichungen (10), ... (σ). Wir haben so die algebraische Auflösung der zugrunde liegenden Gleichung (8) auf die allseits bekannte Stabstatik der Fachwerke zurückgeführt.

Nun können wir die Endstabkräfte durch $(S_{n\varrho} + \Delta_1 S_{n\varrho} + \bar{\Delta}_2 S_{n\varrho})$, die Endrelativverschiebungen durch $\Delta_1 \mathfrak{B}_{n\varrho} + \bar{\Delta}_2 \mathfrak{B}_{n\varrho}$ und die Endstabverlängerungen durch $\Delta_1 s_{n\varrho} + \bar{\Delta}_2 s_{n\varrho}$ ausdrücken, wobei die $\bar{\Delta}$ -Werte die wahren Restbeträge bedeuten sollen. Die vollständigen Gleichgewichtsbedingungen lauten diesmal

$$\begin{aligned} \sum_{\varrho} \frac{s_{n\varrho} \mathfrak{S}_{n\varrho} + \Delta_1 \mathfrak{B}_{n\varrho} + \bar{\Delta}_2 \mathfrak{B}_{n\varrho}}{s_{n\varrho} + \Delta_1 s_{n\varrho} + \bar{\Delta}_2 s_{n\varrho}} \cdot \\ \cdot \cos \alpha_{n\varrho} (S_{n\varrho} + \Delta_1 S_{n\varrho} + \bar{\Delta}_2 S_{n\varrho}) = \mathfrak{P}_n, \quad \dots (9) \\ n=1, 2, \dots, m, \end{aligned}$$

worin das 1. Glied wieder den Einheitsvektor des Stabes $\overline{n\varrho}$ nach vollzogener Verformung darstellt. Formen wir (9) analog um wie (2), berücksichtigen zusätzlich (8) und ersetzen die Werte $\bar{\Delta}_2 \mathfrak{B}_{n\varrho}$ und $\bar{\Delta}_2 s_{n\varrho}$ durch die von den $\Delta_1 S_{n\varrho}$ herrührenden, am unverformten Fachwerk errechneten Verschiebungen $\Delta_2 \mathfrak{B}_{n\varrho}$ und $\Delta_2 s_{n\varrho}$, so ergeben sich die Bestimmungsgleichungen für die 2. Verbesserungen $\Delta_2 S_{n\varrho}$ der $S_{n\varrho}$ zu

$$\begin{aligned} \sum_{\varrho} \Delta_2 S_{n\varrho} \cdot \mathfrak{S}_{n\varrho} &= - \sum_{\varrho} \frac{S_{n\varrho}}{s_{n\varrho}} (\Delta_2 \mathfrak{B}_{n\varrho} - \Delta_2 s_{n\varrho} \cdot \mathfrak{S}_{n\varrho}) = \\ &= - \sum_{\varrho} \mathfrak{M}_{2,n\varrho}, \quad n=1, 2, \dots, m. \quad \dots \dots (10) \end{aligned}$$

Wie schon durch die rechten Seiten in (8) und (10) zusätzlich angedeutet wurde, führt man diese Iteration zweckmäßig unter Verwendung der Zusatzwirkungen $\mathfrak{M}_{n\varrho}$ oder $\mathfrak{M}_{n\varrho}$ durch.

In dieser Weise fährt man fort bis die zu den Gleichungen (8) und (10) analogen Gleichung (σ) Verbesserungen $\Delta_{\sigma} S_{n\varrho}$ ergeben, die unter der noch erlaubten Fehlergrenze bleiben.

Da die Gleichungen (σ) alle dieselbe Matrix aufweisen, ergeben sich die $S_{n\varrho}$, $\Delta_1 S_{n\varrho}$, ... $\Delta_{\sigma} S_{n\varrho}$ allgemein als Stabkräfte des der Reihe nach mit \mathfrak{P}_n , $-\mathfrak{M}_{1,n\varrho}$, ... $-\mathfrak{M}_{\sigma,n\varrho}$ belasteten unverformten Fachwerkes. Hierbei können die Stabkräfte auch nach irgendeiner der bekannten rechnerischen oder zeichnerischen Methoden bestimmt werden.

Da bisher alle vorkommenden Stabkräfte und Verformungen am unverformten Fachwerk ermittelt werden konnten, gilt für diese Iteration das lineare Überlagerungsgesetz, so daß wir zunächst die Gesamtwerte der Stabkräfte und Verformungen zu

$$\left. \begin{aligned} S_{n\varrho} + \Delta S_{n\varrho} &= S_{n\varrho} + \sum_{\sigma} \Delta_{\sigma} S_{n\varrho}; \\ \Delta s_{n\varrho} &= \sum_{\sigma} \Delta_{\sigma} s_{n\varrho}; \\ \mathfrak{D}_{n\varrho} &= \sum_{\sigma} (\varphi_{\sigma,n\varrho} \mathfrak{d}_{\sigma,n\varrho}); \\ \Delta \mathfrak{B}_{n\varrho} &= \sum_{\sigma} \Delta_{\sigma} \mathfrak{B}_{n\varrho} \end{aligned} \right\} \quad \dots (11)$$

erhalten. Da aber in den rechten Seiten der Gleichungen (σ) die Stammwerte $S_{n\varrho}$ und die Absolutbeträge $\varphi_{\sigma,n\varrho}$ der Stabdrehvektoren

$\mathfrak{D}_{\sigma, n\varrho}$ in jeder Annäherungsstufe als Faktor vorkommen, entsprechen der s -fachen Anfangsbelastung \mathfrak{P}_n nicht mehr die s -fachen Endwerte (11) (siehe auch unter 4.5).

Nach den bisherigen Darlegungen ist es besonders beim Auftreten von beweglichen Lasten zweckmäßig, ein für allemal die Einflußfunktionen der Stabkräfte mit ($\mathfrak{M}_{\varrho n} = 1$) als Argument aufzustellen. Wertet man diese nacheinander mit den schrittweise gewonnenen Zusatzmomenten $\mathfrak{M}_{\sigma, n\varrho}$ ($\sigma = 1, 2, \dots$) aus, so ergeben sich der Reihe nach die Verbesserungen der Stabkräfte, die wir zu den Stammkräften jeweils hinzufügen müssen, um die Endwerte zu erhalten. Aus den letzteren folgen dann die Verformungen unmittelbar. (Siehe auch Abschnitt 7.)

4.7 Addiert man die Gleichungen (σ), so erhalten wir wegen (11) wieder die Ausgangsgleichungen (4), das heißt letztere werden durch unsere Iteration befriedigt und deren Ergebnisse (11) sind mit den Lösungen des Systems (Ch) identisch. Die Iteration konvergiert oder divergiert also, wenn die Gleichungen (Ch) endliche oder unendlich große Lösungen besitzen, was wieder eintritt, wenn die zu den Gleichungen (Ch) gehörige Nennerdeterminante $\Delta_{Ch} \neq 0$ oder $\Delta_{Ch} = 0$ ist.

Wir nennen daher (Ch) die Charakteristik.

5. Verbesserungen der in 4. begangenen Fehler

5.1 Die Gleichungen (4) gelten nur bei Unterdrückung der unter Abschnitt 3 genannten kleinen Größen 2. und höherer Ordnung genau. Da aber diese letzteren in (2) noch enthalten sind, werden diese durch die aus (4) folgenden Ergebnissen (11) nicht erfüllt. Setzt man also die Beziehungen (11) in (2) ein, so bleiben in jedem Knoten Restlasten $\Delta \mathfrak{P}_n$ über. Diese sind vorerst ein Maß für die kleinen Fehler, die wir unter 4. durch die Vernachlässigung der kleinen Größen 2. und höherer Ordnung begangen haben. Es wird nun vorerst

$$-\mathfrak{P}_n - \Delta \mathfrak{P}_n + \sum_{\varrho} \frac{s_{n\varrho} + \frac{\Delta \mathfrak{P}_{n\varrho}}{s_{n\varrho}}}{1 + \frac{\Delta s_{n\varrho}}{s_{n\varrho}}} \cos \alpha_{n\varrho} \cdot (S_{n\varrho} + \Delta S_{n\varrho}) = 0, \quad (12) \quad n=1, 2, \dots, m.$$

Wir entwickeln nun nach einer Potenzreihe und erhalten

$$-\mathfrak{P}_n - \Delta \mathfrak{P}_n + \sum_{\varrho} \left(s_{n\varrho} + \frac{\Delta \mathfrak{P}_{n\varrho}}{s_{n\varrho}} \right) \left[1 - \frac{\Delta s_{n\varrho}}{s_{n\varrho}} + \left(\frac{\Delta s_{n\varrho}}{s_{n\varrho}} \right)^2 - \left(\frac{\Delta s_{n\varrho}}{s_{n\varrho}} \right)^3 + \dots \right] \cos \alpha_{n\varrho} \cdot (S_{n\varrho} + \Delta S_{n\varrho}) = 0, \quad (13) \quad n=1, 2, \dots, m.$$

Da immer $\Delta s_{n\varrho} : s_{n\varrho} < 1$ sein wird, konvergiert diese Reihe absolut. Wir können daher beliebig zusammenfassen und ausmultiplizieren. Addieren und subtrahieren wir noch $\sum_{\varrho} S_{n\varrho} s_{n\varrho}$, so wird

$$\begin{aligned} & - \left(\mathfrak{P}_n - \sum_{\varrho} S_{n\varrho} \cdot s_{n\varrho} \right) - \sum_{\varrho} S_{n\varrho} (1 - \cos \alpha_{n\varrho}) s_{n\varrho} + \\ & + \sum_{\varrho} \left[\Delta S_{n\varrho} \cdot s_{n\varrho} + \frac{S_{n\varrho}}{s_{n\varrho}} (\Delta \mathfrak{P}_{n\varrho} - \Delta s_{n\varrho} \cdot s_{n\varrho}) \right] \cos \alpha_{n\varrho} + \\ & + \sum_{\varrho} \left\{ \frac{\Delta S_{n\varrho}}{s_{n\varrho}} (\Delta \mathfrak{P}_{n\varrho} - \Delta s_{n\varrho} \cdot s_{n\varrho}) - \frac{S_{n\varrho} + \Delta S_{n\varrho}}{s_{n\varrho}} \cdot \frac{\Delta s_{n\varrho}}{s_{n\varrho}} \cdot \right. \\ & \left. \cdot (\Delta \mathfrak{P}_{n\varrho} - \Delta s_{n\varrho} \cdot s_{n\varrho}) \left[1 - \frac{\Delta s_{n\varrho}}{s_{n\varrho}} - \left(\frac{\Delta s_{n\varrho}}{s_{n\varrho}} \right)^2 - \dots \right] \right\} \cos \alpha_{n\varrho} = \Delta \mathfrak{P}_n \quad (14) \quad n=1, 2, \dots, m, \end{aligned}$$

wobei wegen (1) das 1. Glied wegfällt. Setzen wir im 4. Glied für die Potenzreihe den Summenwert $1 : \left(1 + \frac{\Delta s_{n\varrho}}{s_{n\varrho}} \right) = s_{n\sigma} : (s_{n\varrho} + \Delta s_{n\varrho})$ ein, reduzieren, benutzen (5) und bedenken, daß nach Bild 1

$$\begin{aligned} \operatorname{tg} \alpha_{n\varrho} &= \frac{s_{n\varrho} \cdot \varphi_{n\varrho}}{s_{n\varrho} + \Delta s_{n\varrho}}; \quad \cos \alpha_{n\varrho} = \frac{1}{w_{n\varrho}}; \\ \sin \alpha_{n\varrho} &= \frac{\operatorname{tg} \alpha_{n\varrho}}{w_{n\varrho}} \quad \text{mit } w_{n\varrho} = \sqrt{1 + \operatorname{tg}^2 \alpha_{n\varrho}} \quad \dots \dots \dots (15) \end{aligned}$$

gilt, so wird

$$\begin{aligned} & \sum_{\varrho} \left[S_{n\varrho} \varphi_{n\varrho} \cos \alpha_{n\varrho} + \left(\Delta S_{n\varrho} - S_{n\varrho} \frac{\Delta s_{n\varrho}}{s_{n\varrho}} \right) \sin \alpha_{n\varrho} \right] a_{n\varrho} + \\ & + \sum_{\varrho} [\Delta S_{n\varrho} \cos \alpha_{n\varrho} - S_{n\varrho} (1 - \cos \alpha_{n\varrho})] s_{n\varrho} = \Delta \mathfrak{P}_n \quad (16) \quad n=1, 2, \dots, m. \end{aligned}$$

Fügen wir noch die mit Hilfe von (5) auf die Form $-\sum_{\varrho} (\Delta S_{n\varrho} \cdot s_{n\varrho} + S_{n\varrho} \varphi_{n\varrho} \cdot a_{n\varrho}) = 0$ gebrachten Beziehungen (4) hinzu und heben aus der 1ten \sum gliedweise $S_{n\varrho} \varphi_{n\varrho}$ heraus, so folgt

$$\begin{aligned} & \sum_{\varrho} S_{n\varrho} \varphi_{n\varrho} \left[\left(\frac{\Delta S_{n\varrho}}{s_{n\varrho}} - \frac{\Delta s_{n\varrho}}{s_{n\varrho}} \right) \frac{\sin \alpha_{n\varrho}}{\varphi_{n\varrho}} - (1 - \cos \alpha_{n\varrho}) \right] a_{n\varrho} + \\ & + \sum_{\varrho} (S_{n\varrho} + \Delta S_{n\varrho}) (1 - \cos \alpha_{n\varrho}) s_{n\varrho} = \\ & = \sum_{\varrho} \mathfrak{A}_{n\varrho; \Delta} + \sum_{\varrho} \mathfrak{S}_{n\varrho; \Delta} = \Delta \mathfrak{P}_n, \quad n=1, 2, \dots, m, \quad \dots (17) \end{aligned}$$

woraus wir schon jetzt ersehen, daß die $\Delta \mathfrak{P}_n$ tatsächlich nur klein von 2. und höherer Ordnung sind.

Entwickeln wir zur bequemeren Berechnung der $\Delta \mathfrak{P}_n$ die 1te \sum von (17) nach steigenden Potenzen von $\operatorname{tg} \alpha_{n\varrho}$, so erhalten wir nach einigen Umformungen

$$\begin{aligned} \sum_{\varrho} \mathfrak{A}_{n\varrho; \Delta} &= \sum_{\varrho} \frac{\operatorname{tg} \alpha_{n\varrho}}{s_{n\varrho}} (s_{n\varrho} \Delta S_{n\varrho} - S_{n\varrho} \Delta s_{n\varrho}) \cdot \\ & \cdot \left[1 - \frac{s_{n\varrho} (S_{n\varrho} + \Delta S_{n\varrho})}{s_{n\varrho} \Delta S_{n\varrho} - S_{n\varrho} \Delta s_{n\varrho}} (1 - \cos \alpha_{n\varrho}) \right] a_{n\varrho} \dots (18) \end{aligned}$$

mit

$$1 - \cos \alpha_{n\varrho} = \operatorname{tg}^2 \alpha_{n\varrho} \left(\frac{1}{2} - \frac{1 \cdot 3}{2^2 \cdot 2!} \operatorname{tg}^2 \alpha_{n\varrho} + \frac{1 \cdot 3 \cdot 5}{2^3 \cdot 3!} \operatorname{tg}^4 \alpha_{n\varrho} - \dots \right),$$

womit auch die Entwicklung der 2ten \sum leicht angeschrieben werden kann.

Während sich die Wirkung einer jeden Zusatzkraft $\mathfrak{A}_{n\varrho; \Delta}$ in der Regel auf das ganze System erstreckt, setzen hingegen je zwei entgegengesetzt gerichtete axiale Zusatzkräfte $\mathfrak{S}_{n\varrho; \Delta} = -\mathfrak{S}_{\varrho n; \Delta}$ jeweils nur den einen zu ihnen gehörigen Stab in Spannung. Diese \mathfrak{S}_{Δ} haben daher auf das Gesamtergebn der Rechnung nur geringen Einfluß.

Selbstverständlich kann man auch hier die $\mathfrak{A}_{n\varrho; \Delta}$ zweier gegenüberliegender Stäben zu den Zusatzmomenten

$$\mathfrak{M}_{\varrho n; \Delta} = \mathfrak{M}_{n\varrho; \Delta} = s_{n\varrho} \mathfrak{A}_{n\varrho; \Delta} \dots \dots \dots (19)$$

zusammenfassen.

5.2 Aus (12) erkennt man, daß die mit Hilfe der Iteration nach 4. berechneten Stabkräfte $S_{n\varrho} + \Delta S_{n\varrho}$ bereits die fehlerfreien Ergebnisse sein würden, wenn das Fachwerk in seinen Knoten nicht mit \mathfrak{P}_n , sondern mit $(\mathfrak{P}_n + \Delta \mathfrak{P}_n)$ belastet wäre. Belegen wir nun das Tragwerk mit den Knotenlasten $(\mathfrak{P}_n - \Delta \mathfrak{P}_n)$ und führen wieder die soeben genannte Iteration durch, so müssen wir ein Ergebnis erhalten, welches den wahren Werten $(S_{n\varrho} + \Delta S_{n\varrho})$ nach (2) noch besser entsprechen muß, als die unter 4. ermittelten Stabkräfte $(S_{n\varrho} + \Delta S_{n\varrho})$.

5.3 Bei dieser 2ten Iterationsreihe müssen wir, entsprechend den Darlegungen am Schluß des vorletzten Absatzes unter 4.5, die $(\mathfrak{P}_n - \Delta \mathfrak{P}_n)$ je Knoten zunächst wie eine Last behandeln. Belasten wir nun mit den

$\mathfrak{M}_{n\varrho; \Delta} = s_{n\varrho} \cdot \mathfrak{A}_{n\varrho; \Delta}$ und den $\mathfrak{S}_{n\varrho; \Delta} = -\mathfrak{S}_{\varrho n; \Delta}$ (s. Gleichung (17), (18) und (19)) das unverformte Fachwerk, so folgen zunächst die zu den $\Delta \mathfrak{P}_n$ gehörigen Stammwerte $S_{n\varrho; \Delta}$. Sind nun $\mathfrak{D}_{1, n\varrho}$ und $\mathfrak{D}_{1, n\varrho; \Delta}$ die zu den $S_{n\varrho}$ und $S_{n\varrho; \Delta}$ gehörigen Stabdrehvektoren, wobei $S_{n\varrho; \Delta} \ll S_{n\varrho}$ und $|\mathfrak{D}_{1, n\varrho; \Delta}| \ll |\mathfrak{D}_{1, n\varrho}|$ gilt, so lauten, wenn man das äußerst kleine Glied $S_{n\varrho; \Delta} \cdot \varphi_{1, n\varrho; \Delta} \cdot a_{1, n\varrho}$ ganz unterdrückt, die Zusatzkräfte des 1. Schrittes der 2ten Iterationsreihe

$$\begin{aligned} \mathfrak{A}_{1, n\varrho} + \mathfrak{A}_{1, n\varrho; \Delta} &= (S_{n\varrho} + S_{n\varrho; \Delta}) [(\mathfrak{D}_{1, n\varrho} + \mathfrak{D}_{1, n\varrho; \Delta}) s_{n\varrho}] = \\ &= S_{n\varrho} \varphi_{1, n\varrho} \cdot a_{1, n\varrho} + (S_{n\varrho; \Delta} \cdot \varphi_{1, n\varrho} \cdot a_{1, n\varrho} + S_{n\varrho} \varphi_{1, n\varrho; \Delta} \cdot a_{1, n\varrho; \Delta}). \quad (20) \end{aligned}$$

Hierbei sind die Zusatzkräfte $\mathfrak{A}_{n\varrho} = S_{n\varrho} \varphi_{1, n\varrho} \cdot a_{1, n\varrho}$ und die von diesen am unverformten Fachwerk erzeugten Stabkräfte $\Delta_1 S_{n\varrho}$ bereits aus der 1ten Iterationsreihe bekannt. Die $\mathfrak{A}_{1, n\varrho; \Delta}$ und die durch sie im unverformten Tragwerk entstehenden Stabkräfte $\Delta_{1, \Delta} S_{n\varrho}$ müssen hingegen neu berechnet werden. Aus letzteren folgen nach (7) auch die $\Delta_{1, \Delta} S_{n\varrho}$. Die $\Delta_1 S_{n\varrho}$ und $\Delta_{1, \Delta} S_{n\varrho}$, sowie die $\Delta_1 s_{n\varrho}$ und $\Delta_{1, \Delta} s_{n\varrho}$ können addiert werden.

Man erspart sich durch (20) bei der 2ten Iterationsreihe das lästige Rechnen mit großen Zahlen.

Die weiteren Schritte werden analog (20) so lange weitergeführt, bis auch diese 2te Iterationsreihe in Verbindung mit der vorhergehenden und den Stammwerten in

$$\left. \begin{aligned} S_{n\varrho} + \sum \sigma \Delta_{\varrho} S_{n\varrho} + \sum \sigma \Delta_{\sigma, \Delta} S_{n\varrho}; \\ \sum \sigma \Delta_{\sigma} s_{n\varrho} + \sum \sigma \Delta_{\sigma, \Delta} s_{n\varrho}; \\ \sum \sigma \mathfrak{D}_{\sigma, n\varrho} + \sum \sigma \mathfrak{D}_{\sigma, n\varrho, \Delta}; \\ \sum \sigma \Delta_{\sigma} \mathfrak{B}_{n\varrho} + \sum \sigma \Delta_{\sigma, \Delta} \mathfrak{B}_{n\varrho}; \end{aligned} \right\} \dots (21)$$

ausklingt. Hierbei rühren jeweils die letzten Glieder allein von der 2ten Iterationsreihe her.

5.4 Man kann nun die letzten Ergebnisse (21) wieder in die Fehlergleichung (17) einsetzen, die neuen Fehler in der Form $\Delta \mathfrak{P}_n + \Delta \Delta \mathfrak{P}_n$ angeben, das Fachwerk mit $\mathfrak{P}_n - \Delta \mathfrak{P}_n - \Delta \Delta \mathfrak{P}_n$ belasten, im Sinne von 5.3 eine 3te Iterationsreihe aufstellen und wenn es nötig ist nach dieser Weise solange fortfahren, bis die Fehlergleichung (17) nur mehr Fehler $\Delta \dots \Delta \mathfrak{P}_n \sim 0$ ergibt.

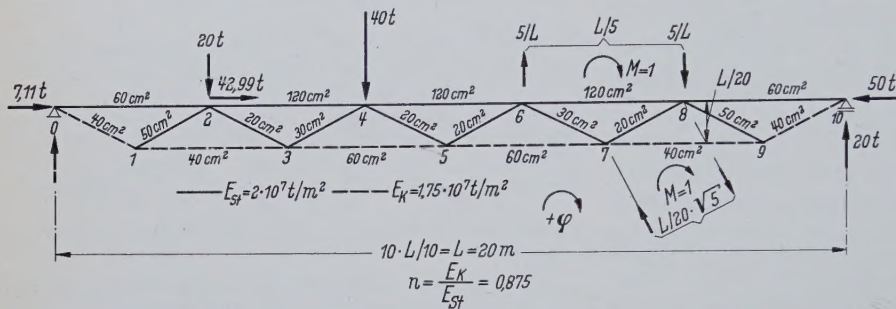


Bild 2.
Systemmaße und Belastung
des betrachteten Beispiels

5.5 Kennt man von Haus aus irgendeine andere gute Näherungslösung, so kann man diese auch unmittelbar in (17) einsetzen und nach 5. weiter rechnen. Man kann daher auch die 1te Iterationsreihe schon früher abbrechen, z. B. auch schon mit den Stammwerten $S_{n\varrho}$, und dann nach 5.2 und 5.3 fortfahren. Ob man diese Abkürzungen machen darf, hängt aber von der Stärke und Gleichmäßigkeit der vorhandenen Konvergenz ab. Wir wollen uns aber vor Augen halten, daß die 1te Iterationsreihe auf alle Fälle eine gute Anfangsnäherung ergibt und eine sichere Konvergenz der weiteren Iterationsreihen einleitet.

Stets muß aber der nach Abschnitt 3 geforderte elastostatische Zusammenhang zwischen Stabkräften und Dehnungen vorhanden sein.


Nur für ganz besonders weiche Tragwerke mit geringem E -Modul und hohen Inanspruchnahmen ist unter Umständen eine 2te oder auch noch 3te Iterationsreihe nötig.

7. Praktische Anwendung

Dieses Verfahren soll nun an dem im Bild 2 mit seinen Abmessungen, Elastizitätsmoduli und Belastungen dargestellten ebenen Fachwerk vorgeführt werden.

Zuerst haben wir in Tafel 1 die Einflußfunktionen mit $\mathfrak{M}_{\sigma\varrho} = 1$ als Argument zusammengestellt. Greift also z. B. am Stabe 2—4 ein \mathfrak{M}_{24} an, so stehen lotrecht darunter die dazugehörigen Stabkräfte als Einflußwerte. Nun werden in Tafel 2 die Stammwerte S und daraus mit Hilfe der Flächen F , der Verhältnisse n der Elastizitätsmoduli und der Stablängen s die E_{st} -fachen Stabdehnungen Δ_1 errechnet. Nach dem Arbeitssatz folgen nun wieder mittels der Einflußwerte die E_{st} -fachen Absolutbeträge der Stabdrehvektoren. Multipliziert man z. B. die $\Delta_1 \cdot E_{st}$ der Tafel 2 mit den in Tafel 1 unter $\mathfrak{M}_{24} = 1$ stehenden Stabkräften und summiert algebraisch, so ergibt sich zunächst $\varphi_{24} \cdot E_{st}$. Bilden wir nun die E_{st} -fachen Zusatzmomente $\mathfrak{M} = s \varphi_1 S E_{st}$, bestimmen die dazugehörigen Stabkräfte und dividieren sie durch E_{st} , so erhalten wir in den $\Delta_1 S$ die 1. Verbesserungen der Stammwerte. Auch diese Stabkraftermittlung führt man wieder am zweckmäßigsten mit Hilfe der Einflußwerte durch. Multiplizieren wir z. B. die $\mathfrak{M} = s \varphi_1 S E_{st}$ der Tafel 2 mit den gleichnamigen, in der Horizontalreihe 2—4 der Tafel 1 stehenden Einflußwerten des Stabes 2—4, summieren algebraisch und teilen wieder durch E_{st} , so folgt $\Delta_1 S_{24}$. Damit ist der 1. Schritt der 1ten Iterationsreihe beendet.

Tafel 1

M = 1 [Angriffsort]		Einflußwerte für $M_{\sigma,Q} = 1$ Drehung im Sinne des Uhrzeigers (+)																				
Abszisse		0-2	1-3	2-4	3-5	4-6	5-7	6-8	7-9	8-10	· 1,0	0-1	1-2	2-3	3-4	4-5	5-6	6-7	7-8	8-9	9-10	
		0-2	-1,6	+0,4	+0,4	+0,4	+0,4	+0,4	+0,4	+0,4		+0,4	-4,5	+0,5	+0,5	+0,5	+0,5	+0,5	+0,5	+0,5	+0,5	+0,5
1-3		+3,2	+1,2	-0,8	-0,8	-0,8	-0,8	-0,8	-0,8	-0,8	+4,0	+4,0	-1,0	-1,0	-1,0	-1,0	-1,0	-1,0	-1,0	-1,0		
2-4		-2,8	+2,8	-0,8	+1,2	+1,2	+1,2	+1,2	+1,2	+1,2	-3,5	-3,5	-3,5	+1,5	+1,5	+1,5	+1,5	+1,5	+1,5	+1,5		
3-5		+2,4	+2,4	+2,4	+0,4	-1,6	-1,6	-1,6	-1,6	-1,6	+3,0	+3,0	+3,0	+3,0	-2,0	-2,0	-2,0	-2,0	-2,0	-2,0		
4-6		-2,0	-2,0	-2,0	-2,0	0	+2,0	+2,0	+2,0	+2,0	-2,5	-2,5	-2,5	-2,5	-2,5	+2,5	+2,5	+2,5	+2,5	+2,5		
5-7		+1,6	+1,6	+1,6	+1,6	+1,6	-0,4	-2,4	-2,4	-2,4	+2,0	+2,0	+2,0	+2,0	+2,0	+2,0	+2,0	-3,0	-3,0	-3,0		
6-8		-1,2	-1,2	-1,2	-1,2	-1,2	-1,2	+0,8	+2,8	+2,8	-1,5	-1,5	-1,5	-1,5	-1,5	-1,5	-1,5	+3,5	+3,5	+3,5		
7-9		+0,8	+0,8	+0,8	+0,8	+0,8	+0,8	+0,8	-1,2	-3,2	+1,0	+1,0	+1,0	+1,0	+1,0	+1,0	+1,0	+1,0	-4,0	-4,0		
8-10		-0,4	-0,4	-0,4	-0,4	-0,4	-0,4	-0,4	-0,4	+1,6	-0,5	-0,5	-0,5	-0,5	-0,5	-0,5	-0,5	-0,5	-0,5	+4,5		
0-1		+0,8	-0,2	-0,2	-0,2	-0,2	-0,2	-0,2	-0,2	-0,2	+1,75	-0,25	-0,25	-0,25	-0,25	-0,25	-0,25	-0,25	-0,25	-0,25		
1-2		-0,8	-0,8	+0,2	+0,2	+0,2	+0,2	+0,2	+0,2	+0,2	+0,25	-1,75	+0,25	+0,25	+0,25	+0,25	+0,25	+0,25	+0,25	+0,25		
2-3		-0,2	+0,8	+0,8	-0,2	-0,2	-0,2	-0,2	-0,2	-0,2	-0,25	-0,25	+1,75	-0,25	-0,25	-0,25	-0,25	-0,25	-0,25	-0,25		
3-4		+0,2	+0,2	-0,8	-0,8	+0,2	+0,2	+0,2	+0,2	+0,2	+0,25	+0,25	+0,25	-1,75	+0,25	+0,25	+0,25	+0,25	+0,25	+0,25		
4-5		-0,2	-0,2	-0,2	+0,8	+0,8	-0,2	-0,2	-0,2	-0,2	-0,25	-0,25	-0,25	-0,25	+1,75	+0,25	+0,25	+0,25	+0,25	+0,25		
5-6		+0,2	+0,2	+0,2	+0,2	-0,8	-0,8	-0,2	+0,2	+0,2	+0,25	+0,25	+0,25	+0,25	+0,25	-1,75	+0,25	+0,25	+0,25	+0,25		
6-7		-0,2	-0,2	+0,2	-0,2	-0,2	+0,8	+0,8	-0,2	-0,2	-0,25	-0,25	-0,25	-0,25	-0,25	-1,75	+0,25	+0,25	+0,25	+0,25		
7-8		+0,2	+0,2	+0,2	+0,2	+0,2	+0,2	-0,8	-0,8	+0,2	+0,25	+0,25	+0,25	+0,25	+0,25	+0,25	-1,75	+0,25	+0,25	+0,25		
8-9		-0,2	-0,2	-0,2	-0,2	-0,2	-0,2	-0,2	+0,8	+0,8	-0,25	-0,25	-0,25	-0,25	-0,25	-0,25	+0,25	+0,25	+0,25	+0,25		
9-10		+0,2	+0,2	+0,2	+0,2	+0,2	+0,2	+0,2	+0,2	-0,8	+0,25	+0,25	+0,25	+0,25	+0,25	+0,25	+0,25	+0,25	+0,25	-1,75		
Faktor		• 5/L (Gurtungen)											• 4/L (Streben)									

6. Das notwendige Rechenausmaß

Für die Tragwerke aus unseren üblichen Baustoffen und bei Einhaltung der normalen Materialinanspruchnahmen genügt in fast allen Fällen die Durchführung der 1ten Iterationsreihe. Vorsichtshalber bestimmt man dann noch die Fehler 2. und höherer Ordnung $\Delta \mathfrak{P}_n$ mit den dazugehörigen Stammwerten $S_{n\varrho, \Delta}$ und schlägt letztere zu den $S + \Delta S$ hinzu.

Genau so bestimmt man die $\Delta_{2,3,4}$, $\varphi_{2,3,4}$ und $\Delta_{2,3,4} S$ des 2., 3. und 4. Schrittes, woraus wieder durch Addition des 1. bis 4. Schrittes das Ergebnis der 1ten Iterationsreihe folgt.

Um den bis jetzt begangenen Fehler abschätzen zu können, wurden nach der Fehlergleichung (17) die $\Delta \mathfrak{P}_n$ berechnet.

Man ersieht, daß die Konvergenz sehr gut und gleichmäßig ist und in diesem Falle die Rechnung bereits mit der 1ten Iterationsreihe abgebrochen werden kann.

Tafel 2. Zahlenbeispiel

Stab	S	F	n	1/E · n	s	s/F · n	Δ ₁ · E _{st} = s S/F · n	φ ₁ · E _{st}	− s · φ ₁ · S · E _{st} 10 ^{−7}	Δ ₁ S	Δ ₂ · E _{st}	φ ₂ · E _{st}	Δ ₂ S	Stab
0-2	−87,11	6	1	166,70	L	33,34	−2904,2	+528 990	+ 4,6080	− 0,9683	− 32,28	+ 26 891	− 0,5941	0-2
1-3	+160	4	0,875	285,70	L	57,14	+9142,4	+295 302	− 4,7248	+ 7,5750	+ 432,95	+ 12 560	+ 4,4596	1-3
2-4	−250	1,2	1	83,35	L	16,67	−4167,5	+267 711	+ 6,6928	−20,8748	−347,98	+ 13 863	−10,4572	2-4
3-5	+240	6	0,875	190,50	L	38,01	+9122,4	+ 78 910	− 1,8938	+13,1307	+499,10	+ 1 664	+ 8,1607	3-5
4-6	−250	1,2	1	83,35	L	16,67	−4167,5	−100 572	− 2,5143	− 8,1247	−135,44	− 5 735	−11,9408	4-6
5-7	+160	6	0,875	190,50	L	38,01	+6081,6	−193 764	+ 3,1002	+ 9,0055	+342,30	− 8 454	+ 5,4841	5-7
6-8	−170	1,2	1	83,35	L	16,67	−2833,9	−282 899	− 4,8093	− 5,7472	− 95,81	−14 118	− 3,4851	6-8
7-9	+ 80	4	0,875	285,70	L	57,14	+4571,2	−355 887	+ 2,8471	+ 4,9724	+284,12	−17 272	+ 2,8838	7-9
8-10	− 90	6	1	166,70	L	33,34	−3000,6	−413 237	− 3,7191	− 1,8708	− 62,37	−20 902	− 1,1045	8-10
Faktor	1	10 ^{−3}	E _{st}	1	1/5	L	L	1	L/5	1	L	1	10 ^{−1}	Faktor
0-1	+40	4	0,875	285,70	L	14,285	+6388,5	+554 843	− 2,2194	+1,0391	+ 156,96	+ 26 135	+ 0,5583	0-1
1-2	−40	5	1	200,00	L	10,00	−4472,1	+481 428	+ 1,9257	−2,8218	−315,49	+ 26 685	− 1,6659	1-2
2-3	+20	2	1	500,00	L	25,00	+5590,2	+307 525	− 0,6151	+0,188 95	+ 52,70	+ 15 924	+ 0,2650	2-3
3-4	−20	3	1	333,33	L	16,67	−3726,4	+209 264	+ 0,4185	−1,6926	−315,46	+ 11 066	− 1,6099	3-4
4-5	−20	2	1	500,00	L	25,00	−5590,2	− 47 716	− 0,0954	−2,4794	−693,01	− 6 984	− 1,2009	4-5
5-6	+20	2	1	500,00	L	25,00	+5590,2	−131 066	+ 0,2621	−0,3752	−104,87	− 3 309	− 0,1190	5-6
6-7	−20	3	1	333,33	L	16,67	−3726,4	−237 788	− 0,4756	−1,510 05	−281,46	−13 246	− 0,9333	6-7
7-8	+20	2	1	500,00	L	25,00	+5590,2	−309 376	+ 0,6188	+0,5424	+156,61	−14 123	+ 0,3713	7-8
8-9	−20	5	1	200,00	L	10,00	−2236,1	−373 968	− 0,7479	−1,3639	−152,49	−19 813	− 0,7906	8-9
9-10	+20	4	0,875	285,70	L	14,285	+3194,3	−441 645	+ 0,8833	+1,1563	+184,67	−21 318	+ 0,6588	9-10
Faktor	√5	10 ^{−3}	E _{st}	1	√5/20	L/√5	L/√5	1	L/4	√5	L/√5	1	10 ^{−1} √5	Faktor
							1 ^{te} Iterationsreihe			Δ P				
Stab	Δ ₃ · E _{st}	φ ₃ · E _{st}	Δ ₃ S	Δ ₄ · E _{st}	φ ₄ · E _{st}	Δ ₄ S	Δ	φ	Δ S	(S + Δ S)(1 − cos α) s	S φ [(Δ S / S − Δ s / s) sin α / φ − (1 − cos α) α]			Stab
0-2	− 1,9807	+1670	−0,408	−0,1360	+109,8	−0,22	−1469	+278 830	− 1,032	− 0,0343	+ 0,0293			0-2
1-3	+25,4822	+ 960	+2,568	+1,4674	+ 60,3	+1,68	+4801	+154 441	+ 8,048	+ 0,0199	− 0,1178			1-3
2-4	−17,4322	+1016	−7,202	−1,2006	+ 71,3	−4,70	−2267	+141 331	−21,997	− 0,0272	+ 0,3149			2-4
3-5	+31,0188	+ 327	+4,965	+1,8872	+ 24,1	+3,41	+4827	+ 40 463	+14,000	+ 0,0021	− 0,054			3-5
4-6	−19,9053	− 349	−8,567	−1,4281	− 16,6	−5,35	−2162	− 53 337	− 9,410	− 0,0037	− 0,0517			4-6
5-7	+20,8451	− 676	+5,170	+1,9651	− 42,4	+2,49	+3223	−101 468	+ 9,608	+ 0,0087	+ 0,0962			5-7
6-8	− 5,8097	− 978	−2,138	−0,3564	− 70,6	−1,54	−1468	−149 033	− 6,119	− 0,0196	− 0,0928			6-8
7-9	+16,4780	−1158	+1,753	+1,0017	− 81,8	+1,23	+2436	−187 199	+ 5,278	+ 0,0149	+ 0,0966			7-9
8-10	− 3,6824	−1360	−0,670	−0,2234	− 93,9	−0,49	−1533	−217 796	− 1,988	− 0,0218	− 0,0444			8-10
Faktor	L	1	10 ^{−2}	L	1	10 ^{−3}	10 ^{−7} · L	10 ^{−7}	1	1	1	1		Faktor
0-1	+ 8,9167	+1624	+0,367	+0,5861	+109,8	+0,22	+3277	+291 356	+1,099	+ 0,0174	− 0,0300			0-1
1-2	−18,6253	+1662	−0,914	−1,0219	+110,6	−0,62	−2404	+254 943	−2,998	− 0,0140	+ 0,0771			1-2
2-3	+ 7,4070	+1063	+0,220	+0,6149	+ 78,0	+0,20	+2825	+162 295	+0,218	+ 0,0027	− 0,0031			2-3
3-4	−30,0047	+ 895	−0,987	−1,8395	+ 63,8	−0,67	−2037	+110 644	−1,864	− 0,0013	+ 0,0208			3-4
4-5	−33,5662	− 234	−0,945	−2,6414	− 9,8	−0,57	−3160	− 27 472	−2,610	− 0,0009	− 0,0073			4-5
5-6	+ 3,3262	− 390	−0,114	−0,3186	− 14,7	−0,11	+2849	− 67 390	−0,388	− 0,0004	− 0,0028			5-6
6-7	−17,3945	− 920	−0,544	−1,0139	− 64,7	−0,44	−2013	−126 009	−1,609	− 0,0017	− 0,0205			6-7
7-8	+10,3782	− 980	+0,242	+0,6764	− 69,1	+0,19	+2879	−162 274	+0,582	+ 0,0027	+ 0,0090			7-8
8-9	− 8,8392	−1297	−0,477	−0,5333	− 88,0	−0,33	−1199	−197 583	−1,448	− 0,0042	− 0,0288			8-9
9-10	+10,5218	−1384	+0,404	+0,6452	− 93,3	+0,29	+1695	−232 220	+1,227	+ 0,0057	+ 0,0281			9-10
Faktor	L/√5	1	10 ^{−2} √5	L/√5	1	10 ^{−3} √5	10 ^{−7} · L/√5	10 ^{−7}	√5	√5	√5	√5		Faktor

Die Knotenpunktverschiebungen \mathfrak{M}_n sind nach dem Arbeitssatz aus den Δs bestimmbar.

Die Δs sind hier nur deshalb mit so vielen Dezimalstellen durchgeführt, um die vorhandene Konvergenz in allen Belangen wenigstens einmal studienhalber genau verfolgen zu können. In der Praxis kommt man natürlich mit einer weitaus geringeren Stellenzahl aus.

8. Mit der Spannung veränderliche E-Module

In diesem Falle entnimmt man aus den vorgegebenen Arbeitslinien zunächst die zu den Stammwerten S_{nQ} gehörigen Stabdehnungen $\Delta_1 s_{nQ}$ und kann daraus unabhängig vom E-Modul die dazugehörigen Stabdrehvektoren $\mathfrak{D}_{1,nQ}$, Zusatzmomente $\mathfrak{M}_{1,nQ}$ und Stabkräfte $\Delta_1 S_{nQ}$ bestimmen. Letztere reißt man nun im Sinne des Bildes 3 jeweils an S_{nQ} an, um dann die $\Delta_2 s_{nQ}$ ablesen zu können. Daraus ergeben sich wieder unabhängig vom Dehnmaß die $\mathfrak{D}_{2,nQ}$, $\mathfrak{M}_{2,nQ}$ und $\Delta_2 S_{nQ}$ usw. In diesem Sinne fährt man fort, bis die Iteration ausklingt.

Es ist uns nun auch möglich, Bruchlasten bei Berücksichtigung von plastischen und bleibenden Dehnungen zu bestimmen.

Diese Betrachtung gilt zunächst nur für statisch bestimmte Systeme, während für unbestimmte Tragwerke an einer anderen Stelle eine eigene Untersuchung angestellt werden soll. Bleiben je-

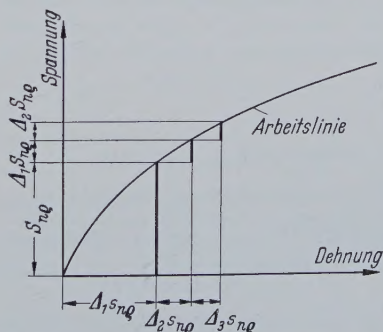


Bild 3.
Stabdehnungen bei gekrümmter Spannungs-Dehnungsline

doch die E-Module während des ganzen Verformungsvorganges unveränderlich, so gilt schon jetzt für die Berechnung der statisch unbestimmten Tragwerke der nachfolgende Abschnitt 9.

9. Statisch unbestimmte Systeme

9.1 Wir berechnen zunächst unter Zugrundelegung der Geometrie des unverformten Netzes das statisch unbestimmte Tragwerk und erhalten so die Stammwerte S_{nQ} aller Stäbe und die statisch unbestimmten Größen X_p . Bestimmen wir nun die dazugehörigen Stab-

dehnungen $\Delta_1 s_{n0} = \frac{s_{n0} S_{n0}}{E_{st} F_{n0}}$, so können wir mittels des Arbeitssatzes unter Mitbenutzung des Reduktionssatzes für statisch unbestimmte Systeme die Stabdrehvektoren $\mathfrak{D}_{1,n0}$ und daraus die Zusatzmomente $\mathfrak{M}_{1,n0}$ berechnen. Lassen wir diese so wie früher am Tragwerk als Lasten angreifen, so müssen für die dabei entstehenden zusätzlichen Verformungen die Verträglichkeitsbedingungen eingehalten werden, was wir erreichen, indem wir die $\mathfrak{M}_{1,n0}$ ebenfalls auf das statisch unbestimmte Fachwerk einwirken lassen. Auf diese Weise ergeben sich die 1. Verbesserungen $\Delta_1 S_{n0}$ und $\Delta_1 X_p$ der Stammwerte von S_{n0} und der X_p .

Bestimmen wir nun die zu diesen 1. Verbesserungen gehörigen $\Delta_2 s_{n0}$, $\mathfrak{D}_{2,n0}$ und $\mathfrak{M}_{2,n0}$ und lassen diese wieder auf das statisch unbestimmte Tragwerk einwirken, so folgen die 2. Verbesserungen $\Delta_2 S_{n0}$ und $\Delta_2 X_p$ usw.

9.2 Nach Beendigung der 1ten Iterationsreihe kann man mit Hilfe der Fehlergleichungen (17) die $\Delta \mathfrak{P}_n$ bestimmen, wobei man selbstverständlich alle jeweils in einem Knoten einlaufenden Stäbe berücksichtigen muß. Nun belasten wir das statisch unbestimmte System mit den Knotenlasten $\mathfrak{P}_n - \Delta \mathfrak{P}_n$ und bauen analog 5.3 die 2te Iterationsreihe auf. So kann man die Annäherung beliebig lange fortsetzen.

9.3 Zwischen der Behandlung eines statisch bestimmten und eines statisch unbestimmten Fachwerkes besteht also kein wesentlicher Unterschied mehr.

Natürlich wird sich auch hier die Benutzung der Einflußwerte des statisch unbestimmten Systems als zweckmäßig erweisen.

10. Beliebige Tragwerke

Was für Fachwerke gefunden wurde, gilt im Prinzip auch für jedes beliebige Tragwerk, also auch für vollwandige Systeme und Flächentragwerke.

Wir ermitteln zuerst ohne Berücksichtigung der Verformungen die zu den vorgegebenen Lasten gehörigen inneren Kräfte des Sy-

stems, kurz Stammwerte genannt. Nun berechnen wir die zu den letzteren gehörigen 1. Verformungen und daraus die 1. Zusatzkräfte. Belasten wir mit diesen wieder das unverformte System, so ergeben sich in den dazugehörigen inneren Kräften die 1. Verbesserungen der Stammwerte. Wir bestimmen nun die zu diesen letzteren Verbesserungen gehörigen 2. Verformungen und 2. Zusatzkräfte und belasten damit wieder das unverformte Tragwerk. Die so entstandenen inneren Kräfte stellen nun die 2. Verbesserungen der Stammwerte dar. In dieser Weise fährt man beliebig fort und fügt alle Verbesserungen zu den Stammwerten hinzu.

Der Vorteil dieses allgemeinen Verfahrens besteht darin, daß man nur für das unverformte Tragwerk die Einflußfunktionen der inneren Kräfte und Verformungen kennen muß, wobei man am besten die Zusatzkräfte als Argument wählt. Die letzteren müssen uns wieder als Funktionen der Verformungen bekannt sein. Mit diesen Grundlagen kann man dann für ruhende als auch für bewegliche Lasten durch fortschreitendes Auswerten der obigen Funktionen die Rechnung übersichtlich ausführen. Hierbei kann man nach entsprechender Vorbereitung durch geeignete Fachkräfte auch weniger geschultes Personal ansetzen.

Es sei noch daran erinnert, daß man derartige allgemeine Integriervorgänge vielleicht auf elektronischem Weg ausführen kann.

Während wir die Zusatzkräfte des Fachwerkes ausführlich behandelt haben, überlassen wir die formelmäßige Wiedergabe der Zusatzkräfte der vollwandigen biegesteifen Stabwerke aus Raum-mangel dem Leser. Die Zusatzwirkungen als Funktion der Verformungen findet man z. B. für isotrope ebene Platten und krumme Schalen in [1] Kapitel 132 und 229. Die den Fehlergleichungen (17) entsprechenden Beziehungen müßten für die letztgenannten Tragwerksarten ebenfalls selbst behandelt werden.

Schrifttum

- [1] Girkmann, K.: Flächentragwerke. 4. Auflage Wien 1957, Springer-Verlag.
- [2] Ječek, K.: Die Berechnung von Fachwerken nach einer Theorie 2. Ordnung. Ingenieur-Archiv III. (1932) S. 371/93. (Diese Arbeit behandelt das verwandte Thema der Beanspruchung von Nullstäben in Fachwerken.)

Wiederaufbau des Kreuzungsbauwerkes in km 4,70 der Güterzugstrecke Düsseldorf—Derendorf—Abzweigung Vogelsang

Von Bundesbahndirektor Zucker, Wuppertal

DK 624.21.014.2 : 625.1 Eisenbahnbrücken aus Stahl

Die beim Bau der eingleisigen Güterzugstrecke Düsseldorf—Derendorf — Abzweigung Vogelsang (Düsseldorf-Rath) im Jahre 1934 am Nordkopf des Bahnhofs Düsseldorf-Derendorf in km 4,70 und 4,78 erstellten Kreuzungsbauwerke mit zwei Öffnungen und Überbauten aus Walzträgern in Beton sind 1945 durch Kriegseinwirkung zerstört worden. Da es sich bei beiden Bauwerken um gleichartige Ausführungen handelt, beschränkt sich die nachstehende Beschreibung auf den Wiederaufbau des größeren Kreuzungsbauwerkes in km 4,70. Bei diesem betragen die Stützweiten der beiden als Träger auf zwei Stützen ausgebildeten alten Überbauten 5,18 und 10,03 m. Ihre Belastbarkeit entsprach dem Lastenzug N. Die Zwischenauf-lagerung bestand aus einer Stahlstützenreihe, wobei die Stützen als

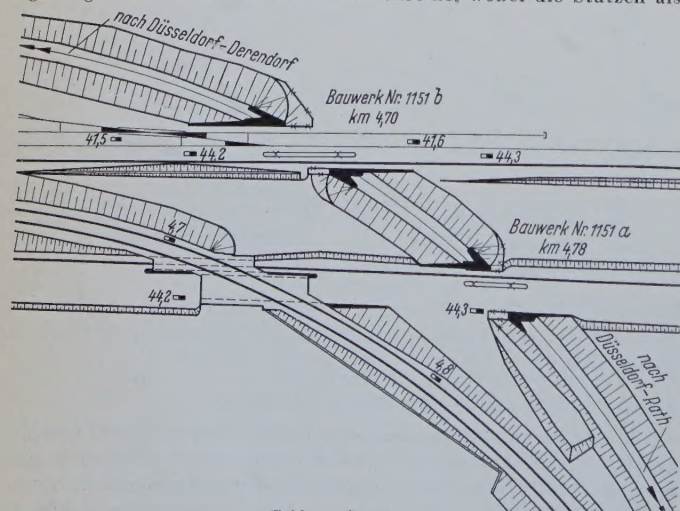


Bild 1. Lageplan

Pendelstützen ausgebildet waren. Die kleinere Öffnung diente zur Unterführung des Ferngleises Duisburg—Düsseldorf, die größere Öffnung zur Unterführung von zwei Ausziehgleisen des Bahnhofs Df-Derendorf (Bild 1). Der durch die Zerstörung des Bauwerkes stillgelegte Betrieb des überführten Güterzuggleises wurde über die benachbarte, zweigleisige Personenzugstrecke umgeleitet. Der Wiederaufbau und Umbau des Bahnhofs Df-Derendorf erforderte im Jahre 1955 die Wiederherstellung des Kreuzungsbauwerkes für die Wiederinbetriebnahme der Güterzugstrecke. Zur Vermeidung betrieblicher und baulicher Schwierigkeiten nach der ab Fahrplanwechsel im Frühjahr 1957 festgelegten Aufnahme des elektrischen Betriebes auf dem unterführten Ferngleis Duisburg—Düsseldorf mußte das Bauwerk bis zu diesem Zeitpunkt fertiggestellt werden.

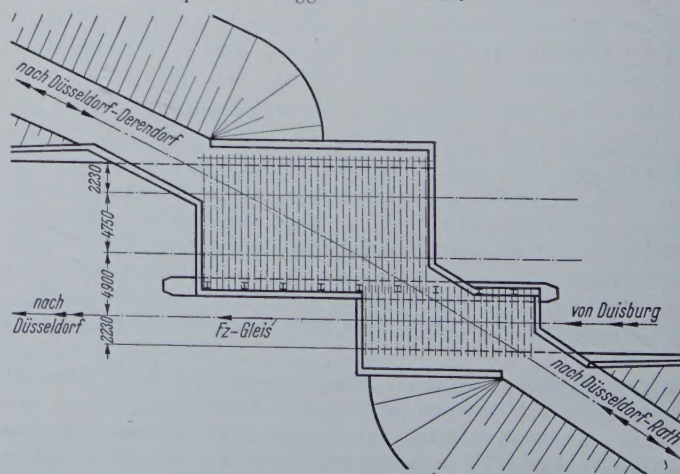


Bild 2. Grundriß des früheren, zerstörten Kreuzungsbauwerkes

überschreitungen, Verlagerung von Wagenladungen und Entgleisungen. Die Herstellung neuer, radial zur oberen Gleisachse verlaufender kurzer Widerlager mit auskragenden Parallelfügeln sowie geraden Bettungsabschlüssen stellte sich beim Vergleich mit parallel zu

den unterführten Gleisen angeordneten Widerlagern mit je einem Schräg- und Parallelflügel und schrägen Bettungsabschlüssen infolge der sich vergrößernden Stützweite des Überbaues und seines dadurch entstehenden Mehrgewichts als unwirtschaftlicher heraus.

Nach diesen Überlegungen kam es zur Wiederherstellung des Kreuzungsbauwerks unter Wiederverwendung der noch brauchbaren, parallel zu den unterführten Gleisen verlaufenden alten Widerlagerteile und Schrägflügel sowie eines über die ganze Öffnung freitragenden Stahlüberbaues aus St 37 der vorbeschriebenen Art mit beiderseitigen Gehwegen für den Zugang zum unmittelbar vor der Brücke stehenden Signalfernsprecher und in den Gehwegkonstruktionen eingebauten Kabelkanälen zur Überführung der Streckenkabel (Bild 3).

Der Berechnung liegt der Lastenzug S zugrunde. Die wegen Elektrifizierung des unterführten Ferngleises als Berührungsschutz notwendige geschlossene Fahrbahnplatte ist zur Einschränkung der Bauhöhe und zur Gewichtseinsparung als orthotrope Platte ausgebildet. Die Geländer sind unter dem Holm mit 1,5 mm dicken Blechen verkleidet und haben über dem Holm eine 50 cm hohe Wellvergitterung zum Schutz gegen das Berühren der unterführten elektrischen Oberleitung. Alle Montagestöße und auf der Baustelle herzustellen den Verbindungen sind, wie vorgeschrieben wurde, genietet.

Infolge der zum mittleren Radius der Brücke nicht parallel verlaufenden Widerlager sind die Stützweiten des inneren und äußeren Hauptträgers sowie die Längen der schiefen Endquerträger verschieden, wie aus den nachstehenden, wesentlichsten Maßangaben zu ersehen ist:

Lichthöhe $L_h = 5,67$ m,

Lichtweite $L_w = 14,19$ m senkrecht zu den Widerlagern,

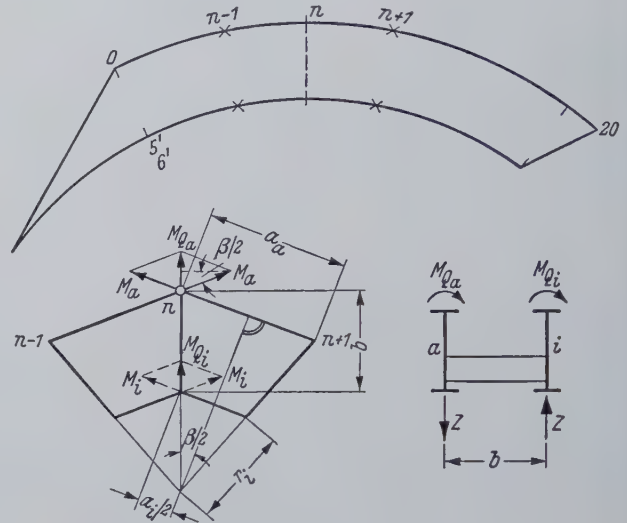
Bauhöhe $h_B = 1,17$ m,

Konstruktionshöhe $h_k = 2,80$ m; $\frac{2,80}{33,364} = \text{rund } \frac{1}{12}$ der größten Stützweite,

Die Grundrißmaße des Überbaues sind auf ein Koordinatensystem bezogen, dessen Nullpunkt im Schnittpunkt der Bauwerksachse mit der Achse des überführten Gleise liegt und dessen x -Achse von der Tangente an die Gleisachse im Schnittpunkt gebildet wird. Die y -Achse steht senkrecht auf dieser Tangente. Auf ihr liegt im Abstand von 300 m der Mittelpunkt des Gleisbogens und der konzentrisch angeordneten inneren und äußeren Hauptträger mit den Halbmessern

$$r_i = 300 - 2,52 = 297,48 \text{ m,}$$

$$r_a = 300 + 2,38 = 302,38 \text{ m.}$$



Die positive x -Richtung ist in Richtung Derendorf angenommen. Der Kreuzungswinkel zwischen x -Achse und der Bauwerksachse oder den Verbindungslinien der Auflager beträgt

$$32,0415^\circ = 28^\circ 50' 14''.$$

Die Dicke des Flachbleches wurde aus konstruktiven Gründen $t = 12$ mm gewählt. Bei einem Abstand der Längsrippen von 370 mm und einem Kleinstabstand der Querträger von etwa 1280 mm stellt das Fahrbahnblech eine durchlaufende, auf vier Seiten gelagerte Platte dar mit einem Seitenverhältnis

$$\frac{l_x}{l_y} = \frac{370}{1280} = \frac{1}{3,47} < \frac{1}{2}.$$

Das Fahrbahnblech konnte mithin als auf den Längsrippen freidrehbar gestützter, durchlaufender Plattenstreifen bemessen werden. Es erhielt zur Entwässerung des Überbaues eine einseitige Querneigung von etwa 1 : 20. Am tiefsten Gefällpunkt neben dem inneren Hauptträger sind im Abstand von rund 64 cm mit Sickerhauben abgedeckte Tropfzüllen angeordnet, durch die das Wasser in eine darunter liegende, in der Längsrichtung von der Mitte des Überbaues dachförmig nach beiden Seiten geneigte Rinne mit Gefälle von 1 : 160 zu den vor den Widerlagern befindlichen Abläufen fließt, von wo es durch Abfallrohre in die Bahngräben geleitet wird.

Die Längsrippen wurden als Durchlaufträger auf sehr vielen Stützen berechnet mit Stützweiten $l = 1,33$ m und einer Belastungsbreite $b = 0,37$ m. Die Berechnung der Querrippen erfolgte als Träger auf zwei Stützen mit einer Stützweite $l = 4,90$ m und einer Belastungsbreite $b =$ rund 1,30 m. Die schiefen Endquerträger mit Gesamtlängen von 9,314 m einerseits und 11,364 m andererseits sind bei Anordnung von Mittellagern als Durchlaufträger über zwei Felder ausgebildet. Die Berechnung der vorgeschriebenen Fahrbahnkonstruktion ist nach den üblichen Berechnungsmethoden durchgeführt worden. Eine Besonderheit zeigt nur die Berechnung der kreisförmig gekrümmten Hauptträger, die zunächst mit den wirklichen Längen als gerade Träger berechnet wurden. Der danach zu ermittelnde Einfluß der Krümmung erfolgte nach dem Näherungsverfahren, das Herr Professor Kapsch zum ersten Male bei der Berechnung der Hamburger Hochbahnen angewandt hat¹⁾ (Bild 4).

Man denkt sich die Hauptträger polygonartig geknickt. Die an den geraden Hauptträgern ermittelten Momente M_a und M_i , in Bild 4 als Kräftepaare dargestellt, erzeugen die Momente

$$M_{Qa} = 2 M_a \cdot \sin \frac{\beta}{2}, \quad M_{Qi} = 2 M_i \cdot \sin \frac{\beta}{2},$$

$$\sin \frac{\beta}{2} = \frac{\frac{a_i}{2}}{r_i} = \frac{\frac{a_a}{2}}{r_a},$$

$$M_Q = M_{Qa} + M_{Qi} = (M_a + M_i) \cdot 2 \cdot \sin \frac{\beta}{2}.$$

Aus den Momenten M_a und M_i werden die Zusatzlasten Z berechnet:

$$Z = \frac{M_{Qa} + M_{Qi}}{b}.$$

Mit diesen Z -Werten werden die Hauptträger belastet gedacht und die sich daraus ergebenden zusätzlichen Momente M_Z ermittelt. Infolge der zusätzlichen Momente M_Z entstehen Kräfte Z' und damit wieder Zusatzmomente M_Z' usw. am geknickten Träger. Die zusätzlichen Momente M_Z betragen rund 14 % und die Zusatzmomente M_Z' rund 1 % der Momente am geraden Träger, so daß also die Gesamtmomente genügend genau ermittelt sind mit

$$M_K = M + M_Z + M_Z'.$$

Die Lamellen der Hauptträger sind aus vollen Blechen geschnitten worden.

Die Ober- und Unterteile, Kipplatten, Sattel- und Zwischenstücke der Lager bestehen aus Stahlguß Gs 52.1, die Rollen der beweglichen Lager aus Stahl St C 35 und die Dollen aus Stahl St 31.11. Die auf der Rather Seite angeordneten festen Bocklager haben zum Ausgleich der Längenänderungen der langen Endquerträger durch Temperatur an den Nocken seitliches Spiel. Die auf der Derendorfer Seite liegenden beweglichen Lager sind als Rollenlager und die Lager in der Mitte der Endquerträger als allseitig bewegliche Pendellager ausgebildet.

¹⁾ Kapsch: Die Eisenkonstruktion der Viadukte und Brücken der Hamburger Hochbahn. Dtsch. Bauztg. 1914, S. 591. Vgl. auch W a n k e, Z.: Zur Berechnung stählerner Brücken mit gekrümmten, auf konzentrischen Kreisen liegenden Hauptträgern. Forschungshefte aus dem Gebiet des Stahlbaues H. 3. Herausgeg. vom Deutschen Stahlbauverband, Verlag Julius Springer, Berlin 1941.



Bild 6. Transport eines halben Überbaues auf Eisenbahn-Spezialwagen vom Lieferwerk zur Baustelle

Nach Fertigstellung der Widerlager und Flügel konnte der Stahlüberbau wegen Lieferschwierigkeiten noch nicht eingebaut werden. Der Um- und Wiederaufbau des Bahnhofs Df-Derendorf war jedoch inzwischen soweit fortgeschritten, daß der Betrieb auf der Gz-Strecke Df-Derendorf—Df-Rath wieder aufgenommen werden konnte. Es mußte deshalb ein Zwischenzustand durch den Einbau einer Behelfsbrücke geschaffen werden, und zwar mit zwei hintereinander liegenden Behelfsüberbauten aus je 6 Walzträgern IP 80 und Stützweiten von 17,10 und 17,45 m und einer Mittelstütze aus amerikanischem Pfeilergerät (Bild 5). Das Stützenfundament mußte im unterführten, mittleren Stumpfgleis angelegt werden, das für diesen vorübergehenden Zustand entsprechend gekürzt werden konnte. Während dieses Zwischenzustandes wurde die Elektrifizierung des unterführten Ferngleises abgeschlossen und der elektrische Probebetrieb aufgenommen. Nach etwa einjähriger Liegedauer der Behelfsbrücke konnte sie wieder ausgebaut und der endgültige Überbau eingebaut werden.

Der im Lieferwerk in Roßbach an der Sieg hergestellte Überbau mußte dort auf Spezialschemelwagen — SSt-Wagen Nr. 980 815 a und b, Ladegewicht 2×57 t = 114 t, Tragfähigkeit 2×60 t = 120 t—in zwei Teilen verladen und in einer Sonderfahrt mit 40 km/h zur Baustelle transportiert werden, wobei wegen der in Gleiskrümmungen eintretenden Profilüberschreitungen die Betriebspausen in den benachbarten Gleisen einzuhalten waren. Die beiden Überbauteile sind etwa gleich groß, da der zu nietende Montagestoß der zwei Überbauhälften annähernd in der Längsachse der Brücke liegt (Bild 6). Das Gewicht der zu transportierenden beiden Teile betrug je rund 51 t, das der Lager rund 4 t. An der Baustelle wurde die Konstruktion in dem dort befindlichen äußeren Stumpfgleis zugestellt und mit Eisenbahnkränen auf dem neben dem Stumpfgleis unmittelbar hinter der Brücke gelegenen Montageplatz auf vorbereitete Auflagerungen abgelegt und dort zusammengenietet (Bild 7). Im

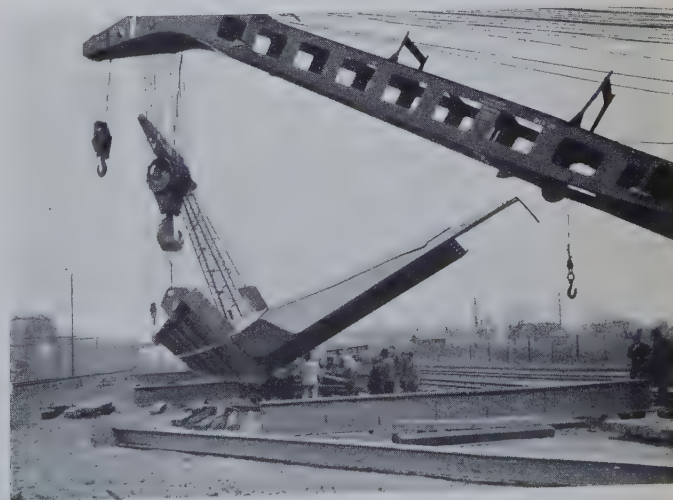


Bild 7. Ablegen einer Überbauhälfte auf dem Montageplatz neben der Einbaustelle



Bild 8. Aufladen des zusammengeklebten, fertigen Überbaues auf Bahnwagen für den Transport vom Montageplatz zur Einbaustelle

Zuge des Zusammenbaues erfolgte auch der Anstrich und die Abdichtung des Überbaues, da diese Arbeiten nach dem Einbau der Konstruktion besondere Schutzmaßnahmen wegen der unter Strom stehenden Oberleitung des unterführten elektrischen Betriebes erfordert hätten. Die beim Einbau des fertigen Überbaues entstehenden geringen Anstrichbeschädigungen konnten nachträglich leicht und gefahrlos noch während der Montage ausgebessert werden.

Der Ausbau der Behelfsbrücke und der Einbau des auf dem Montageplatz fertiggestellten Überbaues erfolgte in einer im oberen Gleis besonders eingerichteten Betriebspause von samstags 20 Uhr bis montags 12 Uhr unter Einsatz von 4 Eisenbahnkränen, und zwar von 2 Kränen mit 90 t, 1 Kran mit 75 t und 1 Kran mit 25 t Tragkraft. Im unterführten Streckengleis konnten die bei den Kranarbeiten notwendigen Sperrungen auf die vorhandenen Betriebspausen abgestimmt und damit die Umbauarbeiten bei Aufrechterhaltung des fahrplanmäßigen Betriebes durchgeführt werden. Das Gesamtgewicht der beiden Behelfsbrücken betrug je 37 t und das des endgültigen Überbaues einschließlich der Lager 106 t. Der Arbeitsablauf für den Aus- und Einbau der Brücken war folgender:

1. Anfahrt und Aufstellen eines 90-t-Kranwagens, eines SSym-80-t-Wagens und eines 75-t-Kranwagens in dem unterführten äußeren Stumpfgleis und eines SSym-80-t-Wagens im mittleren Stumpfgleis zum Aufladen des fertigen Überbaues (Bild 8). Der am Ende des äußeren Stumpfgleises aufgestellte 90-t-Kranwagen mußte bis zur Freimachung dieses Gleises dort verbleiben, da der verladene Überbau seinen Abtransport sperrte. Die Schräglage des verladenen Überbaues, die durch die versetzte Aufstellung je eines SSym-Wagens in den nebeneinander liegenden Bahnhofsgleisen vorgenommen wurde, war notwendig, um bei Einbau des Überbaues eine geringere Ausladung des Auslegers des im oberen Gleis auf der Rather Seite aufzustellenden 75-t-Kranwagens zu erzielen und dadurch seine zulässige Tragkraft nicht zu überschreiten.



Bild 9. Einheben des fertigen Überbaues

2. Umstellen des 75-t-Kranwagens, ferner Anfahrt und Aufbau des zweiten 90-t-Kranwagens auf den unteren beiden Bahnhofsgleisen für den Ausbau der Behelfsbrücke.

3. Aufnehmen des Gleises auf der Behelfsbrücke, Freimachung der Behelfsüberbauten und Anbringen der Anschlagvorrichtungen.

4. Ausbau und Verladen des 1. Behelfsüberbaues sowie Ausbau und seitliches Ablegen des 2. Behelfsüberbaues und des Stützbockes. Danach Abbau der Kranwagen auf den unteren Bahnhofsgleisen und Transport des 90-t- und 75-t-Kranwagens zum oberen Gleis.

5. Aufnehmen der Schwellenstapel der Endauflager der Behelfsbrücke, Schließen der Gleislücke unter dem ausgebauten Stützbock mit Hilfe des 25-t-Kranwagens, Vorziehen des neuen Überbaues zur unteren Brückenöffnung.

6. Einbau der vorbereiteten Stahlbetonfertigteile der Kammermauern mit dem 25-t-Kranwagen, Vorstrecken des oberen Gleises bis zu den Kammermauern und Aufstellen des 90-t-Kranwagens auf der Derendorfer und des 75-t-Kranwagens auf der Rather Seite der oberen Brückenöffnung.

7. Abheben des in den unterführten Bahnhofsgleisen auf Bahnwagen stehenden Überbaues mit den angehängten Lagern und Einbau desselben (Bild 9). Danach Abbau und Rückfahrt der Kran- und SSym-Wagen.

8. Aufbringen des Oberbaues auf der neuen Brücke und Anbringen der anzuschraubenden Fußwegkonstruktion sowie Verladen des abgelegten 2. Behelfsüberbaues und des Stützbockes mit dem 25-t-Kranwagen.

Nach Abbau und Rückfahrt der restlichen Kranwagen und Abtransport der verladenen Teile, wurde die Baustelle geräumt und die neue Brücke in Betrieb genommen.

Beulwerte der durch eine Längssteife im Viertelpunkt der Feldbreite ausgesteiften Rechteckplatte bei Navierschen Randbedingungen

Von K. Klöppel und J. Scheer, Darmstadt

DK 624.075.4 Beulen von Platten

1. Einleitung

Als Ergänzung der Tafeln 9 und 10 der DIN 4114, Blatt 2, werden Beulwerte k und Mindeststeifigkeiten γ^* der durch eine Längssteife im Viertelpunkt der Feldbreite ausgesteiften Rechteckplatte mitgeteilt. Das Zahlenmaterial stammt zum Teil aus Diplom-Arbeiten, die in den letzten Jahren am Lehrstuhl für Statik, Stahlbrücken- und Stahlhochbau der Technischen Hochschule Darmstadt von den Diplom-Kandidaten Alting, Bauchrowitz und Döhner angefertigt wurden. Die Arbeiten wurden im Ansatz, im Ergebnis und in der Genauigkeit überprüft; Korrekturen, insbesondere hinsichtlich der Genauigkeit, wurden vorgenommen.

Die hierfür und zur Vervollständigung des Zahlenmaterials erforderlichen Zahlenrechnungen konnten auf dem von der Deutschen Forschungsgemeinschaft im Institut für Praktische Mathematik der

Technischen Hochschule (Leiter: Prof. Dr. A. Walther) aufgestellten Elektronenrechner (Type IBM 650) nach einem Programm von Dr. Börsch-Supan ausgeführt werden. Die Zeichenarbeiten wurden mit finanzieller Unterstützung der Deutschen Forschungsgemeinschaft zum Teil Studenten übertragen. Die Verfasser danken auch an dieser Stelle für diese Unterstützungen.

Diese Arbeit schließt an die Veröffentlichungen [1], [2] und [3] an. Die Beulwerte k und die Mindeststeifigkeiten γ^* werden wie in [2] und [3] in Kurventafeln mitgeteilt; zwischen den dargestellten Werten kann auf dem in [2], Abschnitt 2.5 und Bild 11 gezeigten Weg interpoliert werden. Über das Aufstellen und Auswerten der Beuldeterminanten und über die Genauigkeiten der Beulwerte sind in [2] und [3] alle erforderlichen Angaben gemacht; sie können auf diese Arbeit übertragen werden.

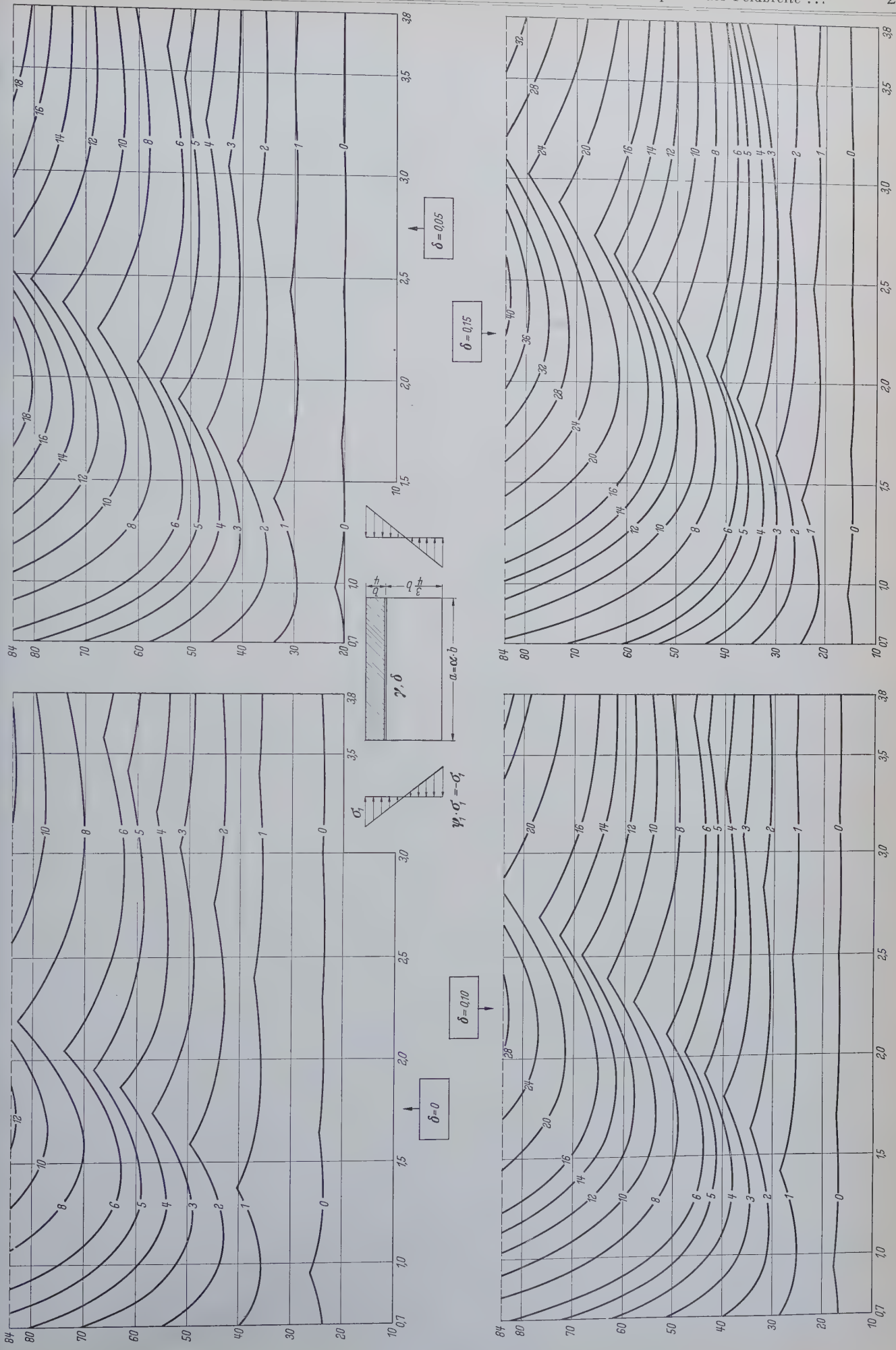


Bild 1. Über α aufgetragene Beulwerte k_σ für $\psi = -1$. Kurvenparameter γ

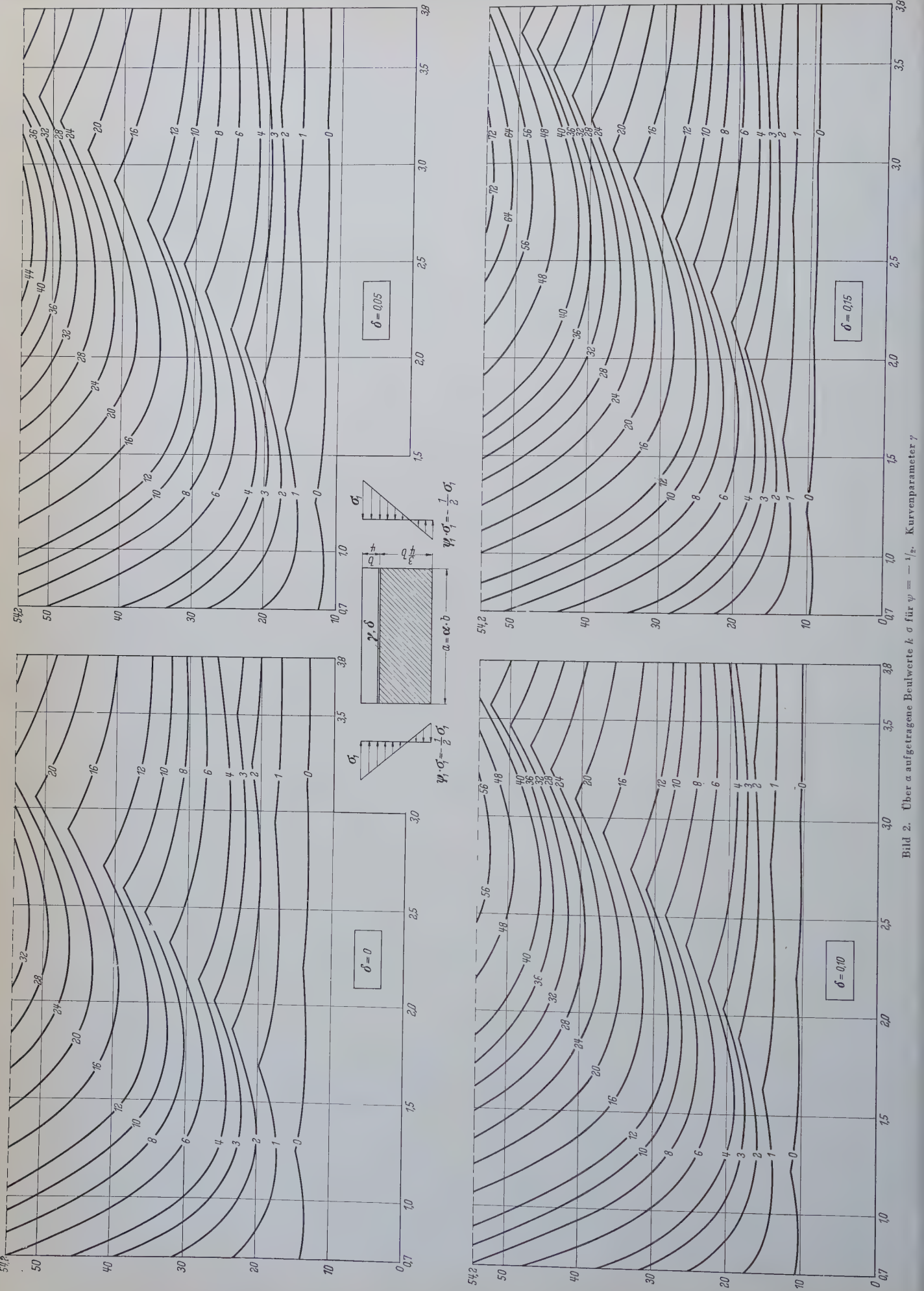


Bild 2. Über α aufgetragene Beulwerte k σ für $\psi = -1/2$, Kurvenparameter γ

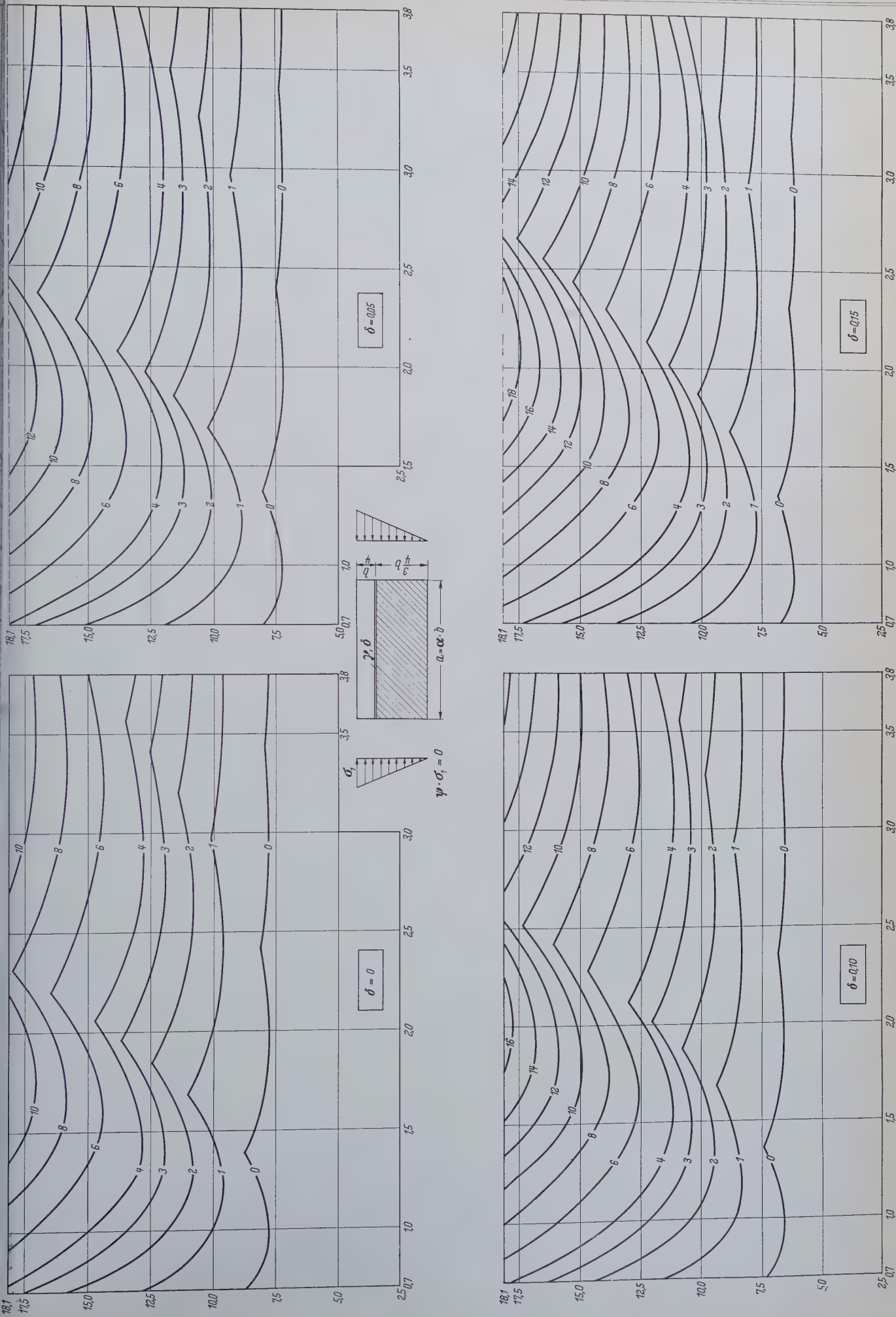


Bild 3. Über α aufgetragene Beulwerte k_σ für $\psi = 0$. Kurvenparameter γ

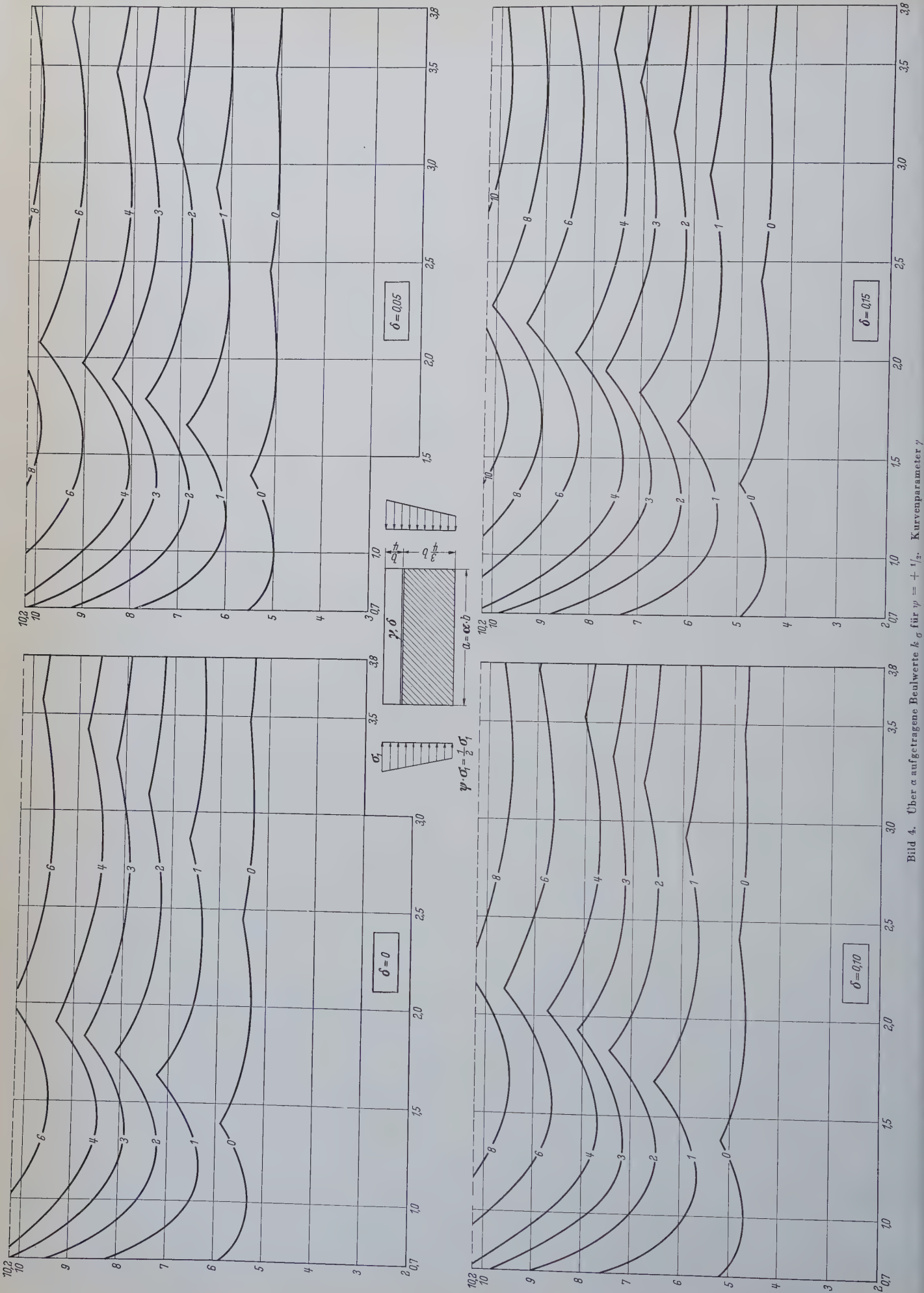


Bild 4. Über α aufgetragene Beulwerte k_σ für $\psi = +1/2$, Kurvenparameter γ

2. Beulwerte k_σ und Mindeststeifigkeiten γ^* für Normalspannungsbeanspruchung auf die Querränder

Die Ergebnisse $k = f(\psi, \alpha, \gamma, \delta)$ sind in den Bildern 1 bis 4 dargestellt. Der α -Bereich von 0,7 bis 3,8 und die δ -Werte von 0 bis 0,15 dürften für praktische Belange ausreichen. Jedes Bild enthält einen ψ -Fall; es sind zwischen $\psi = -1$ (Biegespannungsdiagramm) und $\psi = +1/2$ die beiden Zwischenwerte $\psi = -1/2$ und $\psi = 0$ angegeben. Auf die Berechnung der Beulwerte für $\psi = +1$ wurde verzichtet, da hierfür die Viertelpunktsteife zu unwirtschaftlich ist.

Die obere Grenze der aufgetragenen Kurven wird durch den auf die Eulerspannung σ_e des Gesamtfeldes bezogenen Beulwert des am meisten beulgefährdeten Teilfeldes gebildet. Dieser Wert ist jeweils nach Tafel 6 der DIN 4114 berechnet; das maßgebende Teilfeld ist durch Schraffur gekennzeichnet.

Der Parameterfall $\psi = -1$ wurde bereits 1941 von Stiffel [4] behandelt, so daß Bild 1 nur eine Erweiterung des entsprechenden Abschnittes der Stiffelschen Arbeit ist. Die Werte beider Untersuchungen stimmen — abgesehen von den 1944 durch Kromm [5] und Chwalla [6] verbesserten Angaben über die Mindeststeifigkeiten durch Einführen eindeutiger Definitionen — gut überein. Lediglich folgen aus den dieser Arbeit zugrunde liegenden höhergliedrigeren Ansätzen geringe Verbesserungen der Beulwerte im Bereich unterhalb $\alpha = \sim 1,2$.

In Bild 5 sind die Mindeststeifigkeiten γ^* aufgetragen. Es sind Mindeststeifigkeiten 3. Art, die den Beulwert des Gesamtfeldes auf den Beulwert des am meisten beulgefährdeten Teilfeldes heben, wobei für das Teilfeld Naviersche Randbedingungen vorausgesetzt werden. Bei Steifen mit den Steifigkeiten γ^* kann daher der Beul sicherheitsnachweis des Gesamtfeldes durch den Nachweis für das

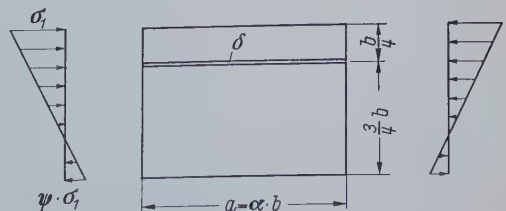
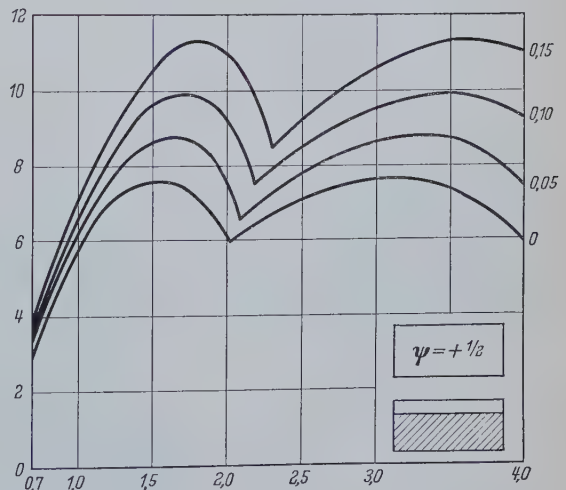
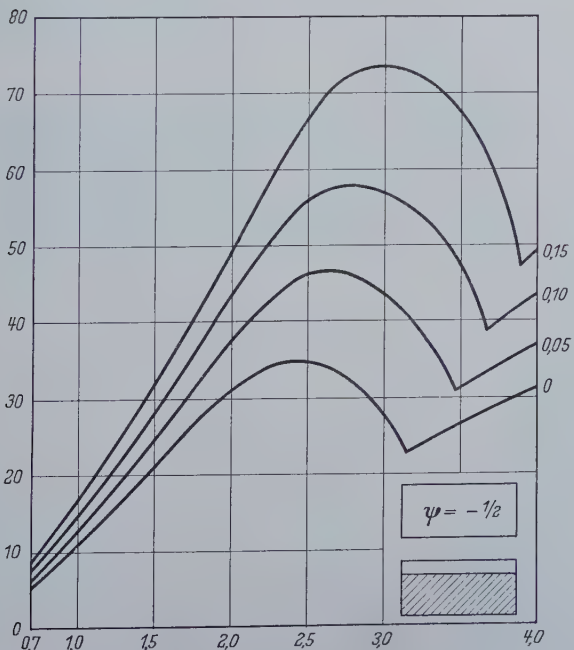
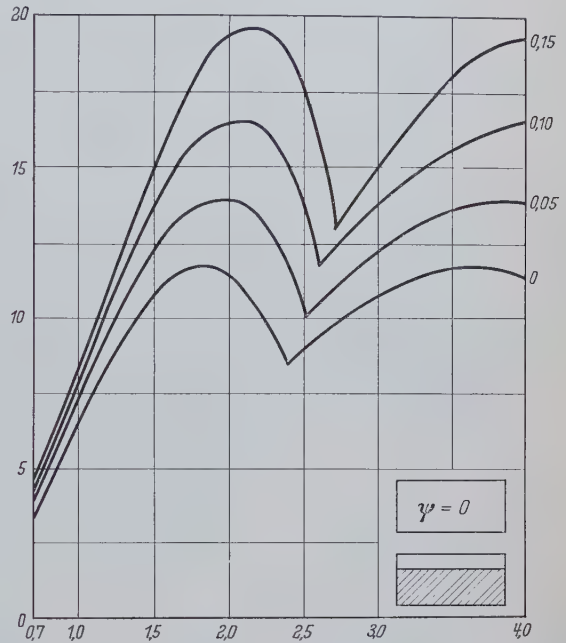
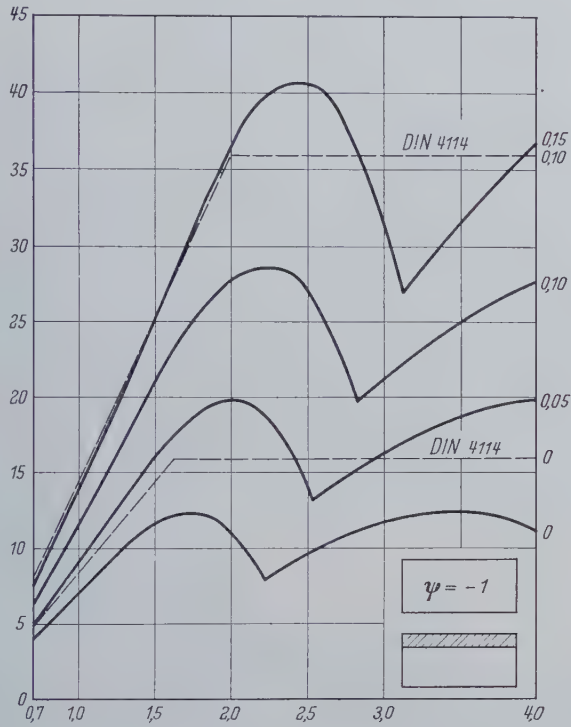
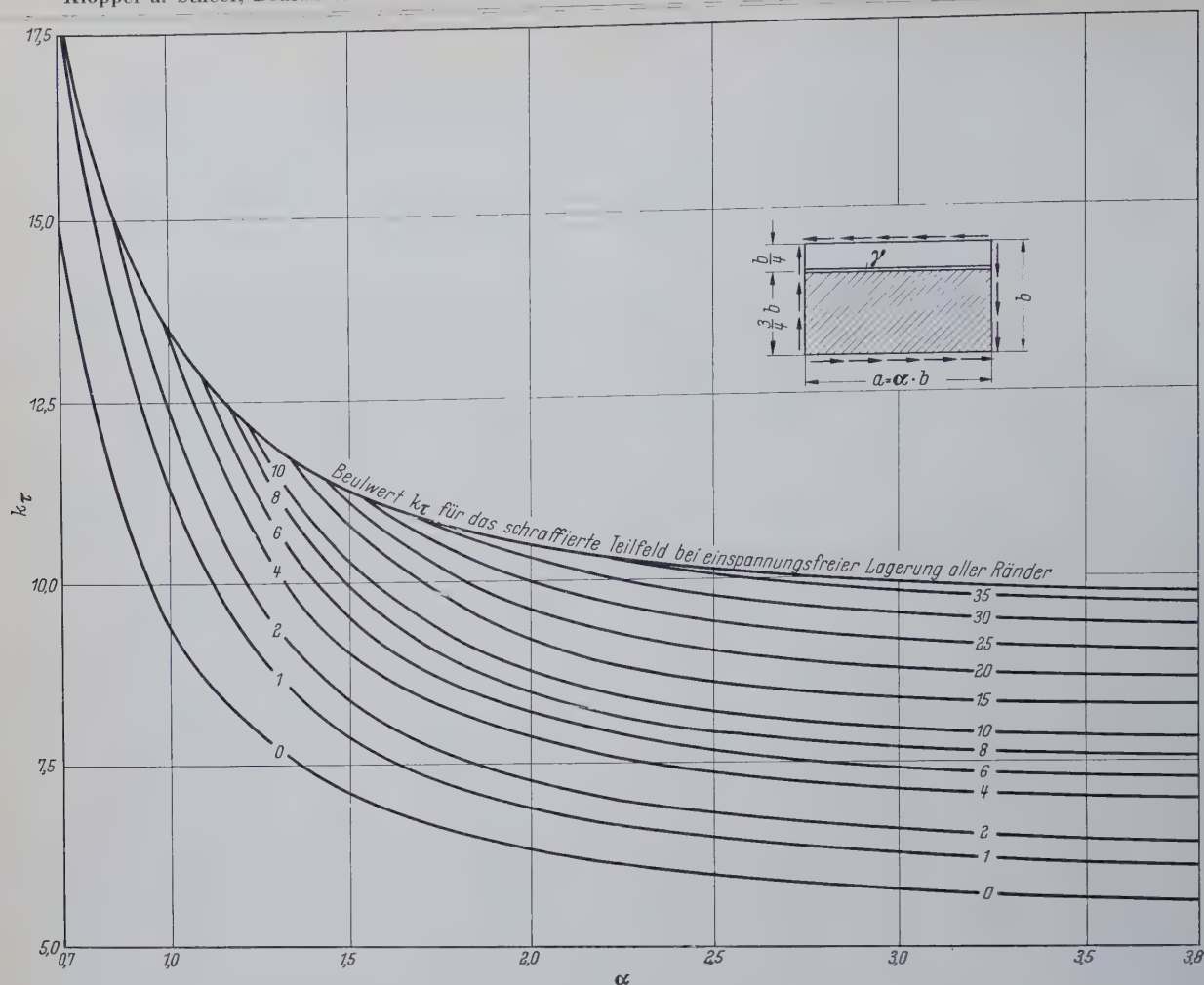
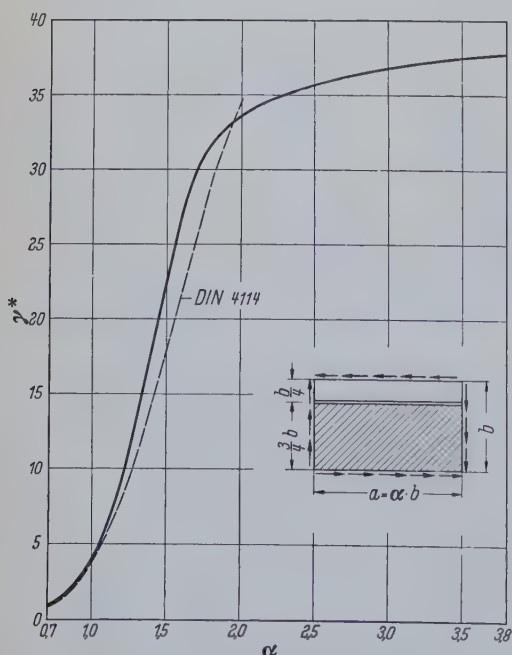


Bild 5. Über α aufgetragene Mindeststeifigkeiten γ^* bei Normalspannungsbeanspruchung; Kurvenparameter δ

Bild 6. Über α aufgetragene Beulwerte k_r . Kurvenparameter γ

maßgebende Teilfeld ersetzt werden. Das maßgebende Teilfeld ist in Bild 5 in Übereinstimmung mit der DIN 4114 durch Schraffur gekennzeichnet. Bei der Ermittlung der Mindeststeifigkeit wurden für das Teilfeld die Beulwerte aus der DIN 4114, Blatt 1, Tafel 6, übernommen.

In der Darstellung für $\psi = -1$ des Bildes 5 sind zum Vergleich für $\delta = 0$ und $\delta = 0,10$ die Werte nach den Näherungsformeln aus

Bild 7. Mindeststeifigkeiten γ^* bei Schubspannungsbeanspruchung

Tafel 9 der DIN 4114, Blatt 2 eingetragen. Man erkennt, daß die γ^* -Werte nach der Vorschrift auf der sicheren Seite liegen.

3. Beulwerte k_r und Mindeststeifigkeiten γ^* für Schubspannungsbeanspruchung


Die Beulwerte k_r sind in Bild 6 aufgetragen. Für $\gamma = 0$ und für das Teilfeld sind die Werte aus der Tafel 6 der DIN 4114 übernommen.

Zur Auftragung der Kurventafel wurden 20 Beulwerte aus 9gliedrigen, 20 Beulwerte aus 16gliedrigen, 12 Beulwerte aus 24gliedrigen, 14 Beulwerte aus 25gliedrigen und 2 Beulwerte aus 28gliedrigen Eigenwertdeterminanten berechnet. Über die Glättung der Kurven $k_r = f(\alpha, \gamma)$ gelten die Ausführungen in [3], Abschnitt 3.4.

Für die Mindeststeifigkeit γ^* in Bild 7 wurden die Teilfeldwerte nach Tafel 6 der DIN 4114, Blatt 1 berechnet. Zum Vergleich ist die Mindeststeifigkeit nach der DIN 4114, Blatt 2, Tafel 9, Zeile 11 in Bild 7 eingetragen. Die Werte nach $\gamma^* = 7,2 \cdot \alpha^2 (1 - 3,3 \cdot \alpha + 3,9 \cdot \alpha^2 - 1,1 \cdot \alpha^3)$ liegen bis zu rd. 20% unter den genaueren Werten dieser Arbeit. Jedoch liegen die Beulsicherheiten von Rechteckplatten, die auf Grund von Werten γ^* nach der DIN 4114 berechnet sind, nur wenig auf der unsicheren Seite. Die Ausführungen in [2] Abschnitt 3.5 können auf den hier behandelten Aussteifungsfall sinngemäß übertragen werden.

Schrifttum

- [1] Klöppel, K., u. Scheer, J.: Das praktische Aufstellen von Beuldeterminanten für Rechteckplatten mit randparallelen Steifen bei Navierschen Randbedingungen. Stahlbau 25 (1956) H. 5 S. 117/26.
- [2] Klöppel, K., u. Scheer, J.: Beulwerte der durch zwei gleiche Längssteifen in den Drittelpunkten der Feldbreite aussteiften Rechteckplatte bei Navierschen Randbedingungen. Stahlbau 25 (1956) H. 11 S. 265/74 und Stahlbau 26 (1957) H. 9 S. 246/52.
- [3] Klöppel, K., u. Scheer, J.: Beulwerte der durch eine Längssteife im Drittelpunkt der Feldbreite aussteiften Rechteckplatte bei Navierschen Randbedingungen. Stahlbau 26 (1957) H. 12 S. 364/72.
- [4] Stiffel, R.: Biegebungsbeulung versteifter Rechteckplatten. Bauing. 22 (1941) H. 40/42 S. 367/81.
- [5] Kromm, A.: Zur Frage der Mindeststeifigkeiten von Plattenaussteifungen. Stahlbau 17 (1944) H. 18/20 S. 81/84.
- [6] Chwalla, E.: Über die Biegebungsbeulung der längsversteiften Platte und das Problem der „Mindeststeifigkeit“. Stahlbau 17 (1944) H. 18/20 S. 84/88.



Agil-Blau-Rot S für Schiff- und Stahlbau

**in jeder Position
noch wirtschaftlicher,
noch einfacher
zu verschweißen**

Agile

. . . schweißen mit **AGIL-BLAU-ROT S** die bewährte Spezialelektrode für Schiff- und Stahlbau

jetzt

- in allen Lagen mit einer Stromstärke
- mit noch besseren Zwangslageneigenschaften
- nur noch unwesentliche Spritz- und Sprühverluste
- hervorragende Modellierfähigkeit der Schweiße
- sehr gute Schlackenlöslichkeit auch in Kehlnähten
- weitgehender Abbau der Rauchbildung - des Nachschwelens -
daher beim Verschweißen extrem gerucharm

Lieferweise:

Kerndraht	Ø mm	Länge einer Elektrode mm
Agil-Blau-Rot S	2	350
Agil-Blau-Rot S	2,5	250
Agil-Blau-Rot S	2,5	350
Agil-Blau-Rot S	3,25	350
Agil-Blau-Rot S	3,25	450
Agil-Blau-Rot S	4	350
Agil-Blau-Rot S	4	450
Agil-Blau-Rot S	5	450
Agil-Blau-Rot S	6	450

Anwendungsgebiete:

Ausgezeichnet für **Zwangslagen-**
schweißungen im Schiffbau, ferner
für Montage- und Werkstättenar-
beiten in allen Lagen im Stahl-,
Vorrichtungs-, Apparate und allgemei-
nen Maschinenbau an den Werkstoffen:
St 34, St 37, St 42, St 52, S I, S II, S III,
St 35.29, St 45.29, ferner am Stahlguß
GS-38, GS-42 und GS-52.

Agil-Blau-Rot S (DIN 1913: Ti VII m/422/12) ist zugelassen:

von der Deutschen Bundesbahn	als E 37z, E 52z, E 37zB, E 52zB
vom Germanischen Lloyd	
von Lloyd's Register of Shipping	nach Sektion 4, §§ 1-9
vom American Bureau of Shipping	(A. B. S.)

Kostenlose Muster erhalten Sie über unsere bekannten Agil-Kundendienststellen in Berlin, Hamburg, Bremen, Hannover, Düsseldorf, Köln, Deuz Krs. Siegen, Heidelberg, Offenbach/Main, Kirchheim/Teck, Fürth/Bayern und München

oder direkt von



AGIL Schweißdraht Dr. Vaas G. m. b. H.

DORTMUND · SPRINGORUMSTRASSE 140 · Telefon: Sammel-
Nr. 301 41 (Hoesch-Westfalenhütte), Apparate der Agil, Leit-Nr. 4535 · Drahtwort:
Agildraht Dortmund · Fernschreiber: 0822 123, 0822 294 (Hoesch-Westfalenhütte)

- **Auch beim guten Fachhandel erhalten Sie Agil-Elektroden**

Die Walter-Kolb-Halle auf dem Messegelände Frankfurt/Main

Beschreibung der Hallenkonstruktion und Bericht über Versuche an Rohrknottenpunkten

Von Obering. Karl Schneider, Mainz-Kastel

DK 624.014.27 Konstruktionen aus Stahlrohr

Im August 1956 erteilte die Frankfurter Aufbau AG. als Treuhänder der Messe- und Ausstellungs-GmbH. einer aus drei deutschen Stahlbaufirmen bestehenden Arbeitsgemeinschaft den Auftrag zur Errichtung der Stahlkonstruktion für die Messehalle 3a. Das als Mehrzweckhalle geplante Bauwerk mit einer Fläche von $8 \times 165 = 9500 \text{ m}^2$ bildet eine neuzeitliche Ergänzung des bereits 1922 errichteten Hauses der Technik (Bild 1). Bild 2 zeigt die Zusammenfassung der beiden im Abstand von 35 Jahren errichteten

gonalen in Stahlrohr St 55.29 Marke 134 A ausgeführt. Der Binderabstand beträgt 9,66 m.

Die Shedträger liegen in 18° Neigung und sind sprengwerkartig abgespannt (Bild 4). Sie tragen unmittelbar die Dachhaut aus Bimsbeton-Stegdielen mit Doppelpappe.



Bild 1. Außenansicht des Hauses der Technik 1922

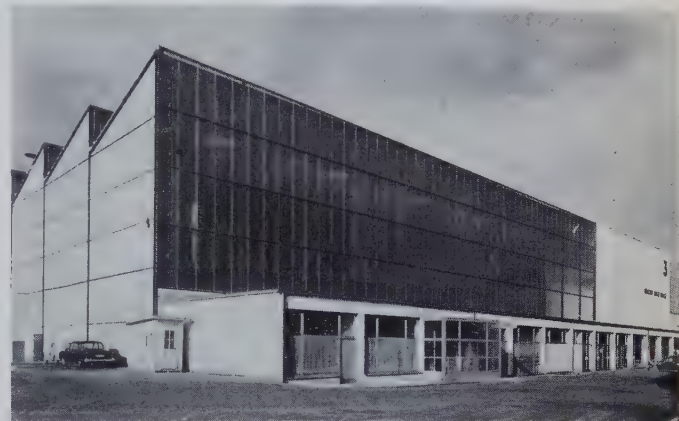


Bild 2. Außenansicht der Halle 3a und 3 — Walter-Kolb-Halle

Bauwerke zur Walter-Kolb-Halle. Diese überdeckt nunmehr eine geschlossene und durchgehende Ausstellungsfläche von $16\,000 \text{ m}^2$. Entsprechend den Erfordernissen der ausstellenden Schwerindustrie sind die einzelnen Hallenschiffe mit Hebeanlagen ausgerüstet.

Der weiträumige Hallenquerschnitt und das Problem der Verbindung der neuen mit der bestehenden Halle machten das Bauwerk zu einer interessanten technischen Aufgabe. Die Schwierigkeiten

Die zarte Silhouette der Rohrbinder hinter den Shedglasflächen und die feingliedrige Konstruktion der Shedträger geben dem Halleninnern seine besondere Note (Bild 5).

Die Verbindung zwischen der alten und der neuen Halle wird durch eine Wandschürze hergestellt, die an den Kragenden der Binder aufgehängt und unten mit der Traufe der alten Halle elastisch verbunden ist.

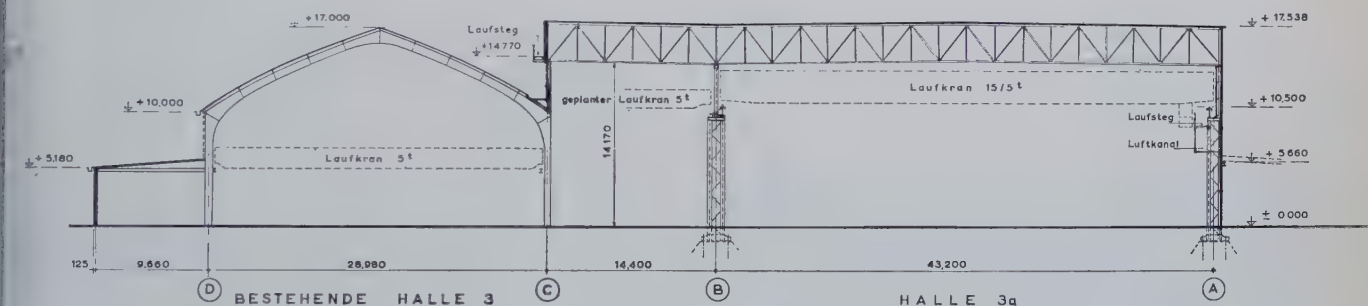


Bild 3. Querschnitt der Halle 3 und 3a

der Verbindung waren dadurch bedingt, daß die Konstruktion der vorhandenen Halle keine zusätzlichen Auflagerkräfte übernehmen konnte, und daß der laufende Messebetrieb durch die Montage der neuen Halle nicht gestört werden durfte.

1. Allgemeine Beschreibung

Nach dem maßgebenden Entwurf des Architekten Rambold von Steinbüchel-Rheinwall ist die 58 m breite neue Halle aufgeteilt in ein 43,2 m-Hauptschiff mit 15 t-Bekranung und einem 14,4 m-Seitenschiff, das an die bestehende Halle 3 — Haus der Technik — anschließt (Bild 3 und 4).

Um die natürliche Belichtung, die für Ausstellungs- und Messezwecke besonders wichtig ist, sicherzustellen, wurde ein Sheddach vorgesehen, dessen Glasflächen parallel zu den Bindern liegen. Die optische Wirkung hinter Shedglasflächen angeordneter Fachwerke macht immer Sorgen. Das Problem ist hier durch eine Rohrkonstruktion verhältnismäßig gut gelöst (Bild 5).

Die Binder lagern mit 44 m Spannweite über den Fachwerkstützen der Reihen A und B auf und kragen über das 14,4 m-Seitenschiff aus (Bild 3). Sie sind mit steigenden und fallenden Dia-

Die Stabilisierung des Bauwerks in Querrichtung erfolgt durch die eingespannten Fachwerkstützen. Der Festpunkt für die Binder liegt bei Stütze A. In Längsrichtung ist das Bauwerk durch Portale ausgesteift.

Für die Wahl der Rohrbinder waren nicht nur ästhetische, sondern ebenso wirtschaftliche Überlegungen maßgebend. Rohre sind bekanntlich die günstigsten Knickstäbe. Ihrer häufigeren Anwendung stehen heute noch hohe Materialkosten und die Schwierigkeit der Anschlüsse entgegen. Letztere liegt in der an Spezialmaschinen gebundenen werkstatttechnischen Bearbeitung und in möglichen Unklarheiten bezüglich des Kraftverlaufes. Im vorliegenden Fall wurden für den Festigkeitsnachweis der Knotenpunkte (Bild 6) Versuche durchgeführt. Diese sollten zeigen, wie sich die Rohrwandungen und die Schweißnähte im Anschlußbereich verhalten.

2. Versuch an einem Knotenpunkt des Rohrbinders

Zunächst wurde ein Versuchsstück hergestellt, das den Verhältnissen im Bauwerk entsprach. Nachdem die Belastung ergeben hatte, daß der Knotenpunkt mehr aushielt als die angeschlossenen

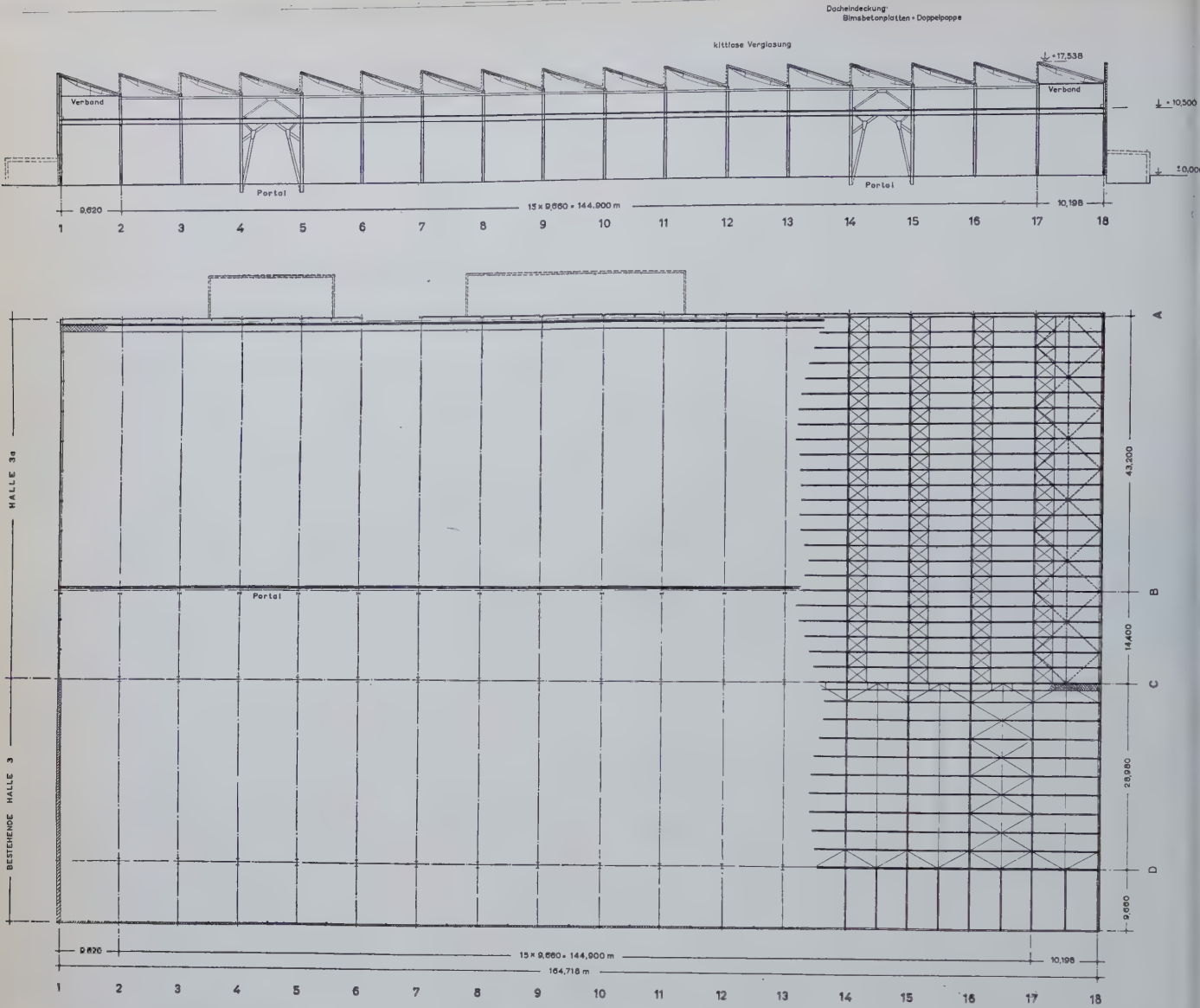


Bild 4. Grundriß und Längsschnitt der Halle 3 und 3 a



Bild 5. Innenansicht der Halle 3 a

Stäbe, wurden diese bei einem zweiten Versuchsstück verstärkt. Dadurch wurde der zu prüfende Knotenpunkt zum schwächsten Glied der Konstruktion gemacht.

Bild 7 zeigt die Anordnung des ersten Versuches. An dem Knotenpunkt sind das Obergurtrohr *a*, der Fachwerkstab *b* und der Shed-träger *c* miteinander verbunden. Das Obergurtrohr *a* ist, seiner Beanspruchung im Bauwerk entsprechend, über den Rahmen *f* und die Presse *g* mit einer Druckkraft von 110 t vorgespannt.

Die in Wirklichkeit gleichmäßig verteilte Belastung des Shed-trägers ist durch eine Einzellast *Z* ersetzt, die von der hydraulischen Presse *d* erzeugt und über das Zugpendel *e* eingeleitet

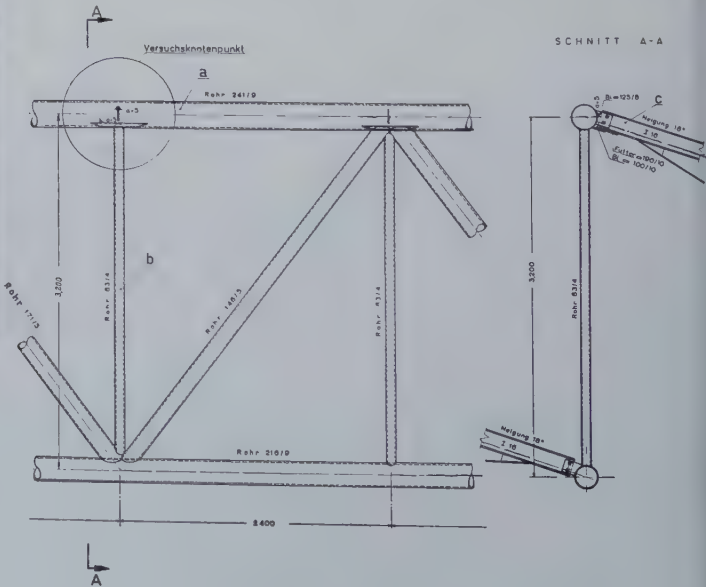


Bild 6. Binderausschnitt mit Knotenpunkt

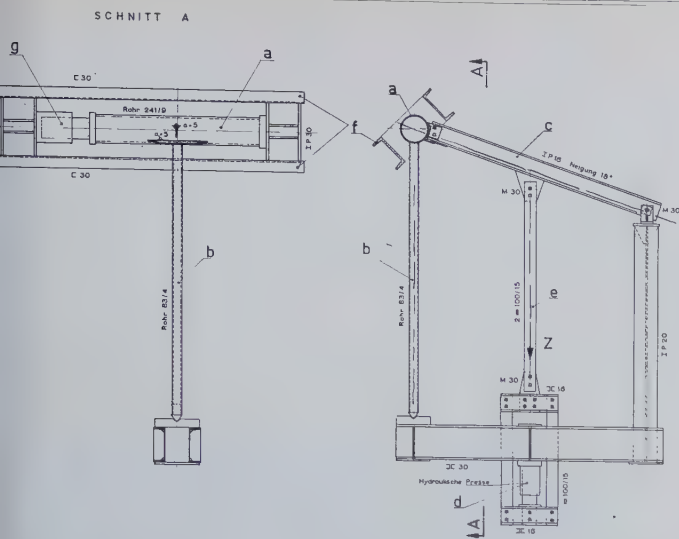


Bild 7. Anordnung bei Versuch 1

ird. Zur Erreichung der in Wirklichkeit vorhandenen Anschlußkraft $P = 2,11 \text{ t}$ am Knotenpunkt ist eine Zugkraft $Z = 4,22 \text{ t}$ erforderlich.

Die Kraft Z wurde während des Versuches langsam gesteigert, bis bei 23 t , d. h. beim 5,5-fachen Wert der Sollast, der Stab b starke Biegeverformungen zeigte, die offensichtlich durch die Verrehung des Obergurtrohres ausgelöst waren (Bild 8a). Am Knotenpunkt selbst waren noch keine Verformungen oder Anrisse zu erkennen.

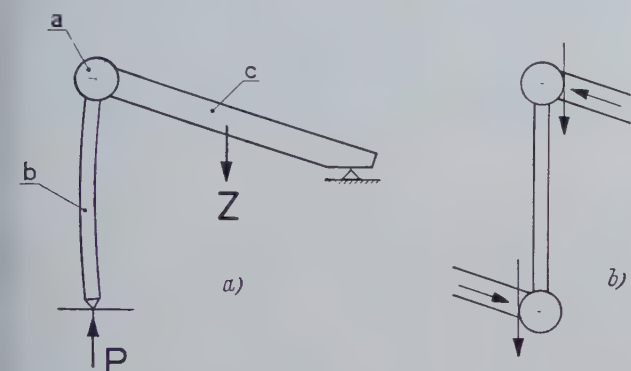


Bild 8. a) Verformung des Versuchsstückes; b) Belastung des Binders

Aus dem Versuchsergebnis wurde zunächst geschlossen, daß die Auflagerkraft des Shedträgers trotz der vorhandenen zwei Anschlußschrauben nicht zentrisch, sondern annähernd tangential zum Obergurtrohr eingeleitet wird. Dieser vermutete Kraftverlauf ruft im Knotenpunkt keine gefährlichen Spannungen hervor. Er führt aber bei der vorgeschriebenen Versuchsanordnung, bei der das Obergurtrohr nicht drehsteif gelagert war, zu der beobachteten starken Verbiegung des Vertikalstabes b .

Im Bauwerk selbst sind die Gurtrohre drehsteif gehalten. Der Shedträger als Ganzes dreht nicht weg, weil die am Ober- und Unterträger gegenläufig wirkenden Anschlußkräfte das Shedtrager gegenseitig ausgleichen und, im Fall ungleichmäßiger Belastung, die Verbände zwischen den Shedträgern stützend wirken (Bild 8b). Die an den Gurten angreifenden örtlichen Drehmomente kommen über die kräftigen Diagonalen ins Gleichgewicht (Bild 6).

Beim zweiten Versuch (Bild 9) wurden die Anschlußstäbe verankert, das Gurtrohr der Wirklichkeit entsprechend drehsteif gehalten und zusätzliche Messungen durchgeführt.

Um die Tragfähigkeit der Anschlußstäbe zu vergrößern, wurde das Profil des Shedträgers von IP 16 auf IP 34 erhöht. Der Stab b wurde bei gleichbleibendem Querschnitt verkürzt, damit die Knickung möglichst ausgeschaltet war. Der Knotenpunkt selbst blieb unverändert.

Die drehsteife Lagerung des Rohres a sollte dadurch erreicht werden, daß der vorher frei bewegliche Rahmen f über den biegeelastischen Träger h und den Zugstab i mit der Lagerkonstruktion verbunden wurde.

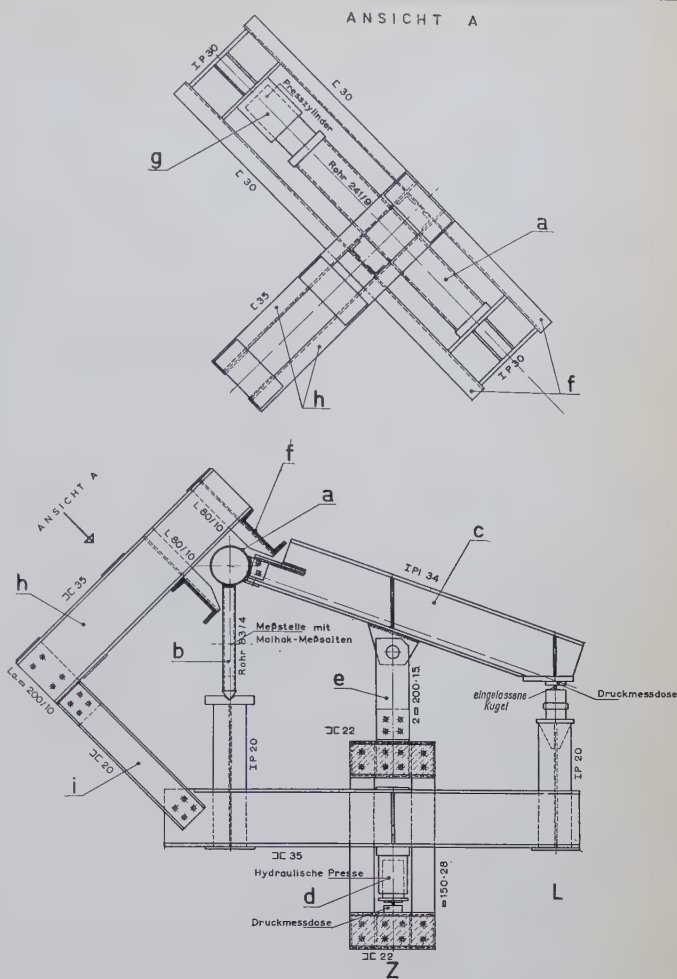


Bild 9. Anordnung bei Versuch 2

Beim ersten Versuch war die Zugkraft Z nur durch Ablesen am Manometer der Pumpe festgestellt worden. Beim zweiten Versuch wurden die Kraft Z und die Vertikalkomponente von L mit Druckdosen genauer gemessen (Bild 9 und 10). Außerdem wurden die Spannung im Stab b mit Maihak-Meßsaiten bestimmt. Alle Messungen sind vom Ingenieurlaboratorium der Technischen Hochschule Darmstadt unter dem Vorstand von Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. K. Klöppel durchgeführt worden.

Auch beim zweiten Versuch war das Obergurtrohr a durch die Presse g mit einer axialen Druckkraft von 110 t vorgespannt.

Die Zugkraft Z wurde stufenweise gesteigert:

1. Stufe: $Z = 12,4 \text{ t}$ und anschließend Entlastung
2. Stufe: $Z = 23,8 \text{ t}$ und anschließend Entlastung; das entspricht ungefähr der Höchstlast des ersten Versuches.

3. Stufe: $Z = 31,4 \text{ t}$ und anschließend Entlastung. Bis dahin konnten noch keine Anrisse oder unzulässige Verformungen festgestellt werden. Nach der Entlastung wurden die Meßinstrumente ausgebaut, weil die Grenze der Meßbereiche bei $Z = 35 \text{ t}$ lag.

4. Stufe: $Z = 40 \text{ t}$. Unter dieser Belastung sind der Steg des Trägers c und die Anschlußlasche ausgebeult (Bild 11). Es war nicht festzustellen, ob dieses Versagen vom Trägersteg oder vom Anschlußblech ausging. An dem Rohr a selbst und an dem Vertikalstab b waren keine Anrisse oder Verformungen zu sehen. Auch die Schweißnähte zwischen der ausgebeulten Lasche und dem Obergurtrohr a waren noch in Ordnung.

Das Versagen bei $Z = 40 \text{ t}$ hat nichts mit der Rohrkonstruktion als solcher zu tun, sondern war durch die einseitige Ausbildung des Anschlusses verursacht.

Die Meßergebnisse sind in Tafel 1 zusammengestellt und ausgewertet. Die Vertikalkomponente der Kraft P kann einmal als Differenz der an den Druckmeßdosen abgelesenen Kräfte Z und L und einmal aus den im Stab b gemessenen Spannungen berechnet werden. Die Übereinstimmung der beiden Werte ist gut.

Tafel 1. Meßergebnisse mit Auswertung des Versuches 2 (siehe Bild 10)

Träger c				Stab b			
Belastung Z gemessen mit Druckdose t	Reaktion Lv t	Reaktion Pv = Z - Lv t	Abstand x cm	Normalkraft Pv t	Biegemoment M cmt	Exzentrizität e = M/P cm	Restmoment Md = P (x - e) cmt
12,4	5,85	6,55	10,7	6,63	55,5	8,37	15,26
23,8	11,3	12,5	9,6	12,81	108,5	8,46	14,25
31,3	14,6	16,7	13,6	16,2	141,5	8,73	81,33
			i. M. 11,3 cm			i. M. 8,52 cm	

Zusammenfassung:

Die Binderknotenpunkte haben eine Bruchsicherheit von

$$S > \frac{40,0}{4,22} = 9,5.$$

Beim Versuchsknotenpunkt hat nicht die Rohrkonstruktion veragt, sondern die einseitige Anschlußlasche ist ausgebeult.

Die Tatsache, daß trotz der ungünstigen Durchmesserhältnisse keine gefährlichen Spannungen entstehen, ist wahrscheinlich darauf zurückzuführen, daß die mittragende Breite des Gurtrohres viel größer ist als erwartet. Bei zunehmender Häufigkeit der Ausführung von Rohrkonstruktionen würde es sich lohnen, das Problem auch theoretisch zu untersuchen. Die Berechnung der Spannungen in derartigen Schalenkonstruktionen ist möglich, aber sehr aufwendig.

3. Belastungsversuch mit 2 Shedträgern

Auch für die Shedträger (Bild 4 und 12) wurde ein Versuch durchgeführt. Es sollte die Durchbiegungsrechnung kontrolliert und die Traglast festgestellt werden.

Bild 13 zeigt die Versuchsanordnung. Zwei Träger mit zwischenliegendem Verband waren in wirklicher Neigung aufgelegt. Es wurden folgende Laststufen aufgebracht (Bild 14):

- a) $q = 0,223 \text{ t/m}$; ständige Last, gleichmäßig verteilt,
- b) $q = 0,140 \text{ t/m}$; 93 % der Sollast = ständige Last + Schnee, gleichmäßig verteilt,
- c) $q = 0,126 \text{ t/m}$; 141 % der Last, gleichmäßig verteilt,
- d) zusätzlich zwei Einzellasten von je 2,5 t,
- e) zusätzlich eine weitere Einzellast von 2,5 t.

Zur Messung der Durchbiegung in der Mitte des Druckgurtes war ein Theodolit aufgestellt. Weitere Messungen waren nicht vorgesehen.

Der Durchhang des Zugbandes war schon bei Laststufe a nicht mehr sichtbar.

Bei Laststufe b war die errechnete Durchbiegung 11 mm und die gemessene 14 mm. Der Unterschied zwischen Rechnung und Messung ist wahrscheinlich darauf zurückzuführen, daß das ursprünglich schlaffe Zugband nicht gleich mitgetragen hat. Auf Grund des Versuchsergebnisses wurde die Überhöhung mit 12 mm festgelegt.

Bei Laststufe d war die wellenförmige Verbiegung des Obergurtes bemerkenswert (Bild 14d).

Bei Laststufe e wichen die Druckgurte seitlich aus und wurden dabei durch die Vertikalstäbe der Verspannung verdreht. Die Träger rutschten vom oberen Auflager ab und die ganze Versuchs-

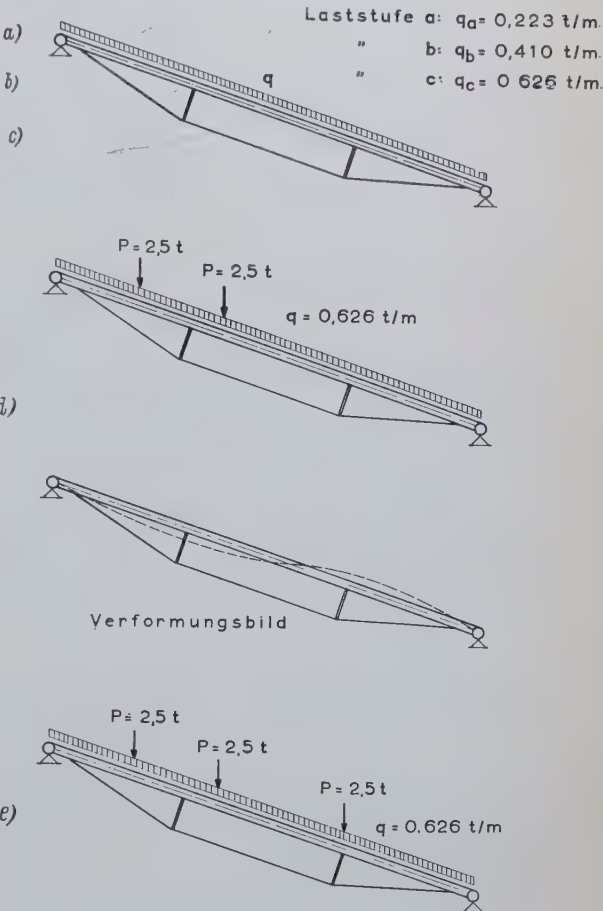


Bild 14. Belastungsskizzen für den Shedträgerversuch

vorrichtung stürzte zusammen. Damit war offensichtlich die Traglast erreicht. Bild 15 zeigt die Shedträger nach dem Zusammenbruch.

Der Versuch hat gezeigt, daß der Durchhang des Zugbandes nicht sichtbar ist, hat das richtige Maß für die Überhöhung ergeben und hat erwiesen, daß die Traglast das 3,15fache der Sollast beträgt.



Bild 13. Versuchsanordnung zum Shedträger

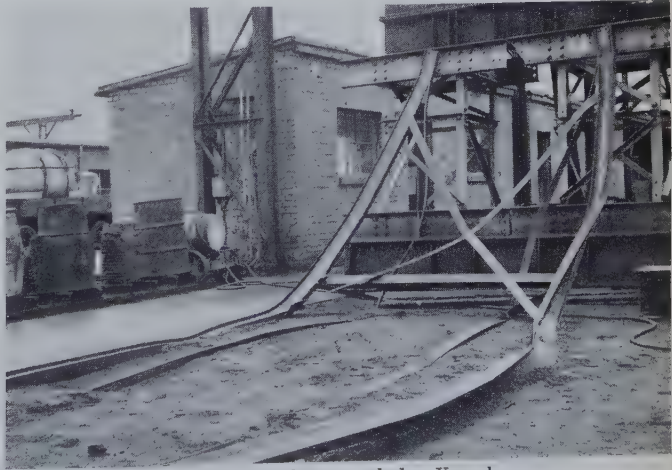


Bild 15. Shedträger nach dem Versuch

Zur Frage des Sprödbuchs

Von Dr. W. Späth, Lustadt/Pfalz

DK 539.56 Sprödigkeit — DK 620.163.4 Prüfung auf Sprödbuch und Schlagzähigkeit

In diesem Beitrag werden einige Gesichtspunkte zur Deutung der Sprödbuchneigung bei tiefen Temperaturen verschiedener Stahlsorten und auch einiger anderer Metalle erörtert. Unmittelbare Anregung zu den folgenden Ausführungen gaben Messungen mit Hilfe eines neuen Schlagwerkes, das außer der üblichen Schlagarbeit gleichzeitig auch die beim Bruch auftretende Höchstlast zu messen gestattet [1].

Ausgegangen wird von heute gesichert erscheinenden Merkmalen, die mit einer auftretenden Sprödbuchanfälligkeit verknüpft sind. Durch schrittweise Einengung der zu stellenden Bedingungen wird schließlich eine physikalische Grundgröße herausgestellt, deren Auswirkungen durchaus mit den verschiedenen Merkmalen des Sprödbuchs verträglich sind. Fernerhin werden sich Vergleiche mit verwandten Erscheinungen auf anderen Werkstoffgebieten nützlich erweisen.

1. Stand der Technik

Zunächst sei kurz ein Überblick über die heutigen Erkenntnisse gegeben.

Von K. Klöppel [2] werden insgesamt viererlei Arten von Sprödbüchen unterschieden. Sprödbüche können danach in einem Bauwerk kürzere oder längere Zeit nach der fertiggestellten Schweißung unter der dauernden Wirkung von Eigenspannungen und von Spannungen durch äußere Einwirkungen entstehen. Ferner können Sprödbüche im Laboratorium durch zügig wirkende äußere Lasten oder durch Schlagwirkungen erzeugt werden, wobei die Bruchfestigkeit des Stahles trotz Trennbruchbildung ausgenutzt und die Reißfestigkeit (Last dividiert durch die tatsächliche Bruchfläche) kaum höher als die Bruchfestigkeit ist, weil sich der Prüfkörper nicht einschnürt. Weiterhin können Sprödbüche unmittelbar beim Erkalten nach dem Schweißen auftreten, und schließlich sind noch Sprödbüche beim Dauerversuch und beim Dauerstandversuch mit hohen Temperaturen zu nennen.

Der Übergang vom zähen Verformungsbruch zum spröden Trennbruch wird heute im wesentlichen aus dem jeweiligen Verhältnis von Trennfestigkeit zu Gleitwiderstand gedeutet (P. Ludwig [3]). Nach E. Siebel [4] kann eine plastische Verformung nur dann auftreten, wenn der Schubwiderstand, der in den kristallinen Gleitebenen bei der Translation überwunden werden muß, kleiner als die Schubfestigkeit der Kristallite ist.

Auf Grund der Versetzungstheorie sind atomtheoretische Deutungen der Sprödbüche durchgeführt worden, vgl. z. B. die Vorträge gelegentlich des Kolloquiums in Madrid 1955 [5]. Nach A. Kochendörfer [6] besteht die erste Aufgabe der mit dem Sprödbuch unter mehrachsiger Beanspruchung zusammenhängenden Fragen darin, „eine genaue Klärung der in vielkristallinen Werkstoffen bestehenden Spannungszustände herbeizuführen, denn es besteht kein Zweifel, daß diese für den Bruchvorgang maßgebend sind“.

Schließlich sei noch auf den kürzlich erschienenen Bericht von W. Kuntze [7] hingewiesen. Hier wird ausgeführt, „daß die verborgene Sprödigkeit des Baustahles, insbesondere des Thomasstahles, gemeinhin damit erklärt wird, daß in das geordnete Gitter des Stahles Fremdatome aus der umgebenden Gasatmosphäre eindringen. Wenn diese Gitterstörungen nicht aufgehoben werden durch legierungs- oder kristallkeimbildende Zusätze, welche die vagabundierenden Atome zur Koagulation oder sonstigen Einordnung in die Kristallordnung zwingen, so können aus diesen Kleinstursachen sehr große Wirkungen entstehen. Wie allgemein bekannt ist, werden hierdurch die genormten Eigenschaften wie Streckgrenze, Festigkeit, Dehnung zwar kaum beeinflusst. Die Veränderung ist auch im Schlifffbild nicht zu erkennen und mit der normalen chemischen Analyse nicht festzustellen, so daß es bisher überhaupt kein Prüfverfahren hierfür gab. Die Sprödigkeitsgrenze wird aber durch diesen Vorgang für ein und dieselbe Stahlkategorie in sehr weiten Grenzen verschoben. Nach Versuchen können die Übergangstemperaturen von Stählen annähernd gleicher chemischer Zusammensetzung infolge von Gitterstörungen bis zu 120° C auseinanderliegen.“

2. Sprödbuchanfälligkeit verschiedener Metalle

Bekanntlich zeigt sich eine ausgeprägte Sprödbuchanfälligkeit mit sinkender Temperatur außer bei einigen Stahlsorten nur noch bei wenigen anderen Metallen. Es erhebt sich daher zunächst die Frage, ob sich diese sprödbuchanfälligen Metalle durch ein gemeinsames Merkmal auszeichnen, das für diese besonders charakteristisch ist, während die nichtsprödbuchanfälligen Metalle dieses Merkmal nicht aufweisen.

Zur Beantwortung dieser Frage sei zunächst das Verhalten der verschiedenen Metalle untersucht. Von W. Ruttman und M. Werner [8] wird eine anschauliche Darstellung gegeben, der kurz gefolgt sei. Hierbei werden die Kerbschlagzähigkeitswerte der einzelnen Metalle, unbeschadet ihrer jeweiligen absoluten Größe für Zimmertemperatur zu 100 gesetzt. Der Verlauf der Kerbschlagzähigkeit mit sinkender Temperatur wird in Prozenten dieser Anfangszähigkeit angegeben. Danach zeigen die Werkstoffe Kupfer, Aluminium, Nickel, Blei und die austenitischen Stähle keinen oder nur einen geringfügigen Abfall der Kerbschlagzähigkeit nach tiefen Temperaturen; sie können also unbedenklich bei tiefen Temperaturen verwendet werden.

Bei α -Eisen, Magnesium und insbesondere bei Zink und deren Legierungen tritt jedoch ein Abfall der Zähigkeit ein. Bei Magnesium sinken mit abnehmender Temperatur Dehnung und Einschnürung beim Zugversuch. Aus den wenigen bisherigen Untersuchungen zeigt sich im Schlagversuch jedoch kein Steilabfall; vielmehr setzt der Zähigkeitsabfall allmählich ein. Man hat den Eindruck, daß der Abfall erst bei Temperaturen unterhalb -60°C in größerem Ausmaße auftritt.

Zink dagegen ist ein ausgesprochen schlagempfindlicher Werkstoff; es genügt bereits, Schlagbiegeversuche an ungekerbten Proben vorzunehmen. Die an sich geringe Schlagzähigkeit des Zinks und seiner Legierungen fällt bei Erniedrigung der Temperatur sehr steil ab. Alle bekannten Zinklegierungen erreichen diese Tieflage bereits bei Temperaturen zwischen 0 und -20°C .

3. Verhalten nach Wiedererwärmung

Zur weiteren Eingrenzung des gesuchten charakteristischen Merkmals ist der Hinweis von Bedeutung, daß metallische Werkstoffe nach Abkühlen auf tiefe Temperaturen und nachträglichem Wiedererwärmen auf Raumtemperatur meist wieder die gleichen Eigenschaften annehmen, die sie vor dem Abkühlen besaßen haben [8]. Das Gefüge selbst hat sich durch die Abkühlung nicht geändert. Hierin besteht also ein Gegensatz zum Erhitzen, bei dem infolge Rekristallisation oder anderer Gleichgewichtsveränderungen in den Legierungen manche Eigenschaften bleibend verändert werden. Von dieser Regel gibt es nur wenige Ausnahmen.

Aus dieser Feststellung ist zwangsläufig zu folgern, daß an der auftretenden Sprödbuchneigung ausschlaggebend eine physikalische Grundeigenschaft der das Gefüge aufbauenden Komponenten beteiligt sein muß, deren Einfluß sich mit sinkender Temperatur ständig vergrößert, ohne daß hierdurch das Gefüge selbst merklich verändert wird. Diese Eigenschaft muß außerdem reversibles Verhalten bewirken, so daß nach Erwärmung auf Zimmertemperatur der alte Zustand im wesentlichen wieder hergestellt ist.

Gemäß der verschieden großen Sprödbuchanfälligkeit muß fernerhin diese Eigenschaft verschieden stark bei den sprödbuchanfälligen Metallen vorhanden sein; bei nichtanfälligen Metallen dagegen darf sie sich nicht zeigen.

Ein drittes und letztes Kennzeichen der gesuchten Eigenschaft schließlich liegt in ihrer Unbeeinflussbarkeit durch eine Glühbehandlung. An sich sprödbuchempfindliche Metalle können bei solchen Behandlungen ihre Empfindlichkeit nicht verlieren.

Auf der Suche nach einer solchen, durch die genannten Bedingungen eingegrenzten physikalischen Grundeigenschaft stößt man auf den thermischen Ausdehnungsbeiwert. Es wird also die Vermutung ausgesprochen, daß als wesentlicher Faktor zur Deutung der Sprödbuchneigung gewisse Unterschiede im thermischen Verhalten der einzelnen Komponenten eines Gefüges verantwortlich zu machen sind.

Diese Vermutung läßt sich sofort nachprüfen. Ein besonderes Kennzeichen der nichtanfalligen Metalle ist ihr kubisch-flächen-zentriertes Kristallsystem. Die anfälligen Metalle dagegen kristallisieren hexagonal.

Ein wesentliches Kennzeichen des hexagonalen Kristallsystems ist aber die geringe Symmetrie, wodurch die verschiedenen physikalischen Eigenschaften, insbesondere der Ausdehnungsbeiwert, sich stark von der jeweiligen Richtung abhängig erweisen. Bei den kubisch kristallisierenden Metallen zeigt sich demgegenüber kein Einfluß der Richtung.

In den Tafeln 1 und 2 sind einige Werte des Ausdehnungskoeffizienten der verschiedenen Metalle zusammengestellt. Danach zeichnen sich die kubisch kristallisierenden Metalle durch einen einzigen Ausdehnungsbeiwert aus, der für alle Richtungen im System gilt. Bei den hexagonalen Kristallen dagegen muß zwischen den einzelnen Werten parallel und senkrecht zur hexagonalen Achse unterschieden werden. Man erkennt, daß diese Unterschiede außerordentlich groß

Tafel 1. Zusammenstellung der linearen Ausdehnungsbeiwerte kubisch kristallisierender Metalle

	Temperatur-Bereich	linearer Ausdehnungsbeiwert 10^{-6}
Kupfer	um 18°	16,1
Aluminium	um 18°	21,6
Nickel	um 18°	12,4
Blei	um 18°	27,5
Stahl	um 18°	10,0

Tafel 2. Zusammenstellung der linearen Ausdehnungsbeiwerte hexagonal kristallisierender Metalle parallel und senkrecht zur hexagonalen Achse

	Temperatur-Bereich in °C	linearer Ausdehnungsbeiwert 10^{-6}	
		parallel	senkrecht
Magnesium	100 bis 200°	28,7	27,4
Zink	20 bis 250°	53	15
Cadmium	-190 bis +18°	48,2	18,5
Zinn	bei 20°	30,5	15,45
Antimon	20 bis 100°	17,17	8

bei Zink sind, das sich durch eine sehr hohe Sprödbrechempfindlichkeit auszeichnet. Aber auch bei Cadmium und Zinn, und auch bei Antimon sind diese Unterschiede erheblich. Magnesium dagegen zeichnet sich durch eine verhältnismäßig geringe Differenz der Ausdehnungsbeiwerte aus, durchaus in Übereinstimmung mit dessen Verhalten in der Kälte. Für eine endgültige Diskussion müßte allerdings der ganze Verlauf der verschiedenen Ausdehnungsbeiwerte innerhalb des betrachteten Temperaturbereiches bekannt sein, während die in Tafel 2 aufgeführten Zahlen mit Ausnahme bei Cadmium für Temperaturbereiche oberhalb 0° gelten.

Infolge dieser mehr oder weniger ausgeprägten Differenz der Ausdehnungsbeiwerte in verschiedenen Kristallrichtungen müssen aber in einem aus einzelnen Kristalliten mit verschiedener Orientierung sich aufbauenden Gefüge Eigenspannungen entstehen, die mit absinkender Temperatur immer größer werden. Auf diese Eigenspannungen wird daher die Sprödbrechneigung mancher Metalle zurückgeführt.

Eigenspannungen in Metallen

Eine Zwischenbetrachtung über die verschiedenen Arten von Eigenspannungen in Metallen sei hier eingeschaltet. Von G. Maier [9] werden drei verschiedene Arten von Eigenspannungen unterschieden, die er Eigenspannungen erster, zweiter und dritter Art nennt.

Die Eigenspannungen erster Art sind durch makroskopisch inhomogene Deformationen bedingt, verursacht etwa durch ungleichmäßige Abkühlung oder auch durch ungleichmäßige plastische Verformungen beim Herstellungsprozeß. Diese Art von Eigenspannungen ist durch schrittweise Abtrennung von einzelnen Teilen des Versuchskörpers und die hierdurch ausgelösten Verformungen nachweisbar.

Eigenspannungen zweiter Art, die von E. Heyn und G. Bauer auch „verborgene elastische Spannungen“ genannt werden, entstehen bei der homogenen plastischen Verformung eines vielkristallinen Aggregats.

Durch Translation und Zwillingsbildung müssen außerdem in unmittelbarer Nähe der Gleitebenen sehr fein verteilte Spannungen entstehen, wie z. B. die Spannungen der einzelnen Versetzungslinien, die mit entsprechenden Verzerrungen des Raumgitters verbunden sind. Diese Eigenspannungen dritter Art lassen sich noch weniger unmittelbar feststellen als die Eigenspannungen zweiter Art.

Ein gemeinsames Kennzeichen der Eigenspannungen erster und zweiter Art ist, daß sie durch einen Kriechvorgang beseitigt werden können. Das wirksamste Mittel hierzu ist Erhitzung auf eine genügend hohe Temperatur. Hierbei tritt ein Kriechen innerhalb des Metalls auf, wodurch sich die inneren Verspannungen ausgleichen.

Die Verzerrungen des Gitters in der Nähe der Gleitebenen als Folge der Gleitung sind infolge der „Knüpfung“ des Raumgitters jedoch viel komplizierter [9]. Eine solche Knüpfung läßt sich durch einfache gegenseitige Verschiebungen der Körperelemente nicht beseitigen. Die hierdurch bedingten Eigenspannungen können erst zum Verschwinden gebracht werden, wenn das ganze Raumgitter bei der Rekristallisation umgebaut wird.

Offensichtlich können diese genannten drei verschiedenen Arten von Eigenspannungen nicht als entscheidende Ursache der Sprödbrechneigung angesehen werden, da ihre Beseitigung durch eine entsprechende Wärmebehandlung grundsätzlich möglich ist. Diese Spannungsfreiheit, die sich bei einer bestimmten Glühtemperatur einstellt, bleibt auch bei einer nachträglichen Änderung der Temperatur im wesentlichen erhalten.

Ein entscheidendes Kennzeichen einer vierten Art, der thermisch bedingten Eigenspannungen infolge eines verschiedenen Ausdehnungsbeiwertes der einzelnen Bausteine des Gefüges, ist, daß sie durch eine Glühbehandlung nicht beseitigt werden können. Zwar ist bei der jeweiligen Glühtemperatur durchaus ein Ausgleich dieser Spannungen ebenfalls möglich, doch ist dieser Ausgleich nur für die jeweilige Glühtemperatur wirksam. Bei einer nachfolgenden Abkühlung müssen aber die thermisch bedingten Eigenspannungen stets von neuem auftreten und mit sinkender Temperatur immer mehr zunehmen, es sei denn, daß durch die Glühbehandlung andere Modifikationen mit besser einander angeglichene Ausdehnungsbeiwerte entstehen.

Diese bisher anscheinend nicht genügend beachteten Eigenspannungen infolge eines verschiedenen Ausdehnungsbeiwertes der Gefügebausteine erfüllen nun durchaus alle aus bisherigen praktischen Erfahrungen zu stellenden Anforderungen.

Zunächst sind diese Eigenspannungen temperaturabhängig, so daß sie mit absinkender Temperatur immer mehr anwachsen. Die Vermutung liegt nahe, daß schließlich bei einer kritischen Größe dieser Eigenspannungen neue Erscheinungen auftreten, durch die die plastische Verformungsfähigkeit aufgehoben wird. Dieses kritische Temperaturgebiet wird um so höher liegen, je größer die Unterschiede des Ausdehnungsbeiwertes der einzelnen Bausteine des Gefüges sind.

Wie aus der Tabelle 2 zu entnehmen ist, läßt sich die größere und kleinere Sprödbrechneigung durchaus in eine übersichtliche Korrelation mit dem größeren und kleineren Ausdehnungsbeiwert in verschiedenen Kristallrichtungen bringen. Bei Magnesium mit einem verhältnismäßig kleinen Unterschied setzt der Abfall der Zähigkeit nur allmählich ein. Bei Zink dagegen mit sehr hohen Unterschieden zeigt sich ein sehr steiler Abfall der Schlagzähigkeit. Selbst das Auftreten von Mischbrüchen ist verständlich zu machen, da mit absinkender Temperatur zuerst diejenigen Bereiche gefährdet sind, in denen Kristallite mit solchen Orientierungen zusammenstoßen, daß die Unterschiede ihrer Ausdehnungsbeiwerte am größten sind. Im übrigen wird sich eine statistische Verteilungsfunktion der jeweiligen elementaren Sprödbrechneigung einzelner Bezirke ergeben.

Durch diese Eigenspannungen wird ferner das Gefüge nicht grundsätzlich geändert, so daß im Schlifffeld keine auffälligen Unterschiede auftreten können; nur durch Röntgenstrahlungsmessungen können diese Eigenspannungen beobachtet werden (vgl. weiter unten). Auch durch chemische Untersuchungen können diese Einflüsse nicht erfaßt werden.

Da mit steigender Temperatur diese Eigenspannungen wieder zurückgehen, kann der Werkstoff nach einer vorangehenden Abkühlung

lung wieder seine ursprünglichen Festigkeitseigenschaften annehmen. Allerdings muß bereits hier die Einschränkung gemacht werden, daß durchaus die Möglichkeit besteht, daß bei einer häufigen Wiederholung von Abkühlungen und Erwärmungen schließlich neue Erscheinungen auftreten (vgl. die Ausführungen unter 8. Temperaturwechselbeständigkeit).

Endlich sei nochmals die Besonderheit dieser Eigenspannungen erwähnt, daß diese durch eine Wärmebehandlung im Gegensatz zu den bekannten Arten von Eigenspannungen nicht zu beseitigen sind, da eine Wärmebehandlung die Unterschiede im Ausdehnungsverhalten nicht beseitigen kann.

Durch diese thermisch bedingten Eigenspannungen lassen sich demnach manche praktischen Beobachtungen zwanglos deuten. Es sei daher nun die Abhängigkeit dieser Eigenspannungen von verschiedenen Faktoren diskutiert.

5. Einige Modellbetrachtungen

Ausgegangen wird von einem Modell, das bereits gute Dienste bei der Deutung mechanischer Eigenschaften von Werkstoffen geleistet hat [10]. Dieses Modell besteht aus einer Anzahl von Stäben, in die ein Versuchskörper aufgeteilt gedacht wird. Diese Stäbe sind in ein gemeinsames oberes und unteres Querhaupt eingespannt. Ergänzend wird nunmehr weiterhin angenommen, daß die einzelnen Elemente des Modells verschiedene Ausdehnungsbeiwerte besitzen.

Der Einfachheit halber sei gemäß Bild 1 zunächst ein mittlerer Stab mit dem Querschnitt q_1 angenommen. Der E -Modul dieses mittleren Stabes sei E_1 und der zugehörige lineare Ausdehnungsbeiwert β_1 .

Dieser mittlere Stab sei von zwei links und rechts angeordneten Stäben umgeben, deren Querschnitt zusammen q_2 betrage. Der zu-

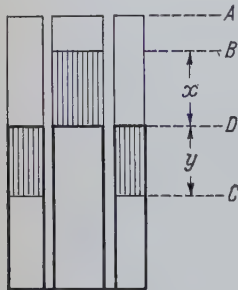


Bild 1. Modell zur Darlegung der Verspannungen infolge ungleicher thermischer Ausdehnung der Einzelglieder

gehörige E -Modul dieser Seitenstäbe sei E_2 , der lineare Ausdehnungsbeiwert sei β_2 .

Diese Einzelelemente des Modells mögen also in diesem Fall aneinandergrenzende Kristallite des gleichen Stoffes, jedoch mit verschiedener Kristallorientierung bedeuten, oder auch zwei verschiedenartige Bausteine eines Gefüges. An diesem einfachen Modell seien nunmehr einige Überlegungen durchgeführt.

Die Länge der Einzelelemente sei gleich groß und zu l angenommen. Denkt man sich zunächst die einzelnen Elemente frei in der Längsrichtung beweglich und um eine bestimmte Temperatur t erhitzt oder abgekühlt, so ist die hierdurch bedingte Längenänderung des mittleren Elementes

$$\lambda_t = \beta_1 l \cdot t.$$

Wird ferner das mittlere Element durch eine Kraft p belastet, so entsteht hierdurch eine Längenänderung von

$$\lambda_p = \frac{1}{E_1} \cdot \frac{l}{q_1} \cdot p.$$

Wird das mittlere Element etwa um eine Temperatur t abgekühlt und soll die hierdurch hervorgerufene Zusammenziehung wieder rückgängig gemacht werden, so ist hierzu eine Kraft von

$$p = E_1 \beta_1 \cdot q_1 \cdot t$$

erforderlich. Die gleiche Kraft tritt auf, wenn von vornherein die Zusammenziehung durch eine starre Einspannung verhindert wird.

Nunmehr sei angenommen, daß die Einzelglieder des Modells bei einer bestimmten Anfangstemperatur die gleiche Länge l besitzen. Dieser Anfangszustand sei in Bild 1 durch das Niveau A gekennzeichnet. Wird nun die ganze Einrichtung abgekühlt und wird angenommen, daß sich die einzelnen Elemente hierbei gegenseitig nicht behindern, so möge sich das mittlere Element etwa um das Stück AB zusammenziehen. Die benachbarten Elemente dagegen mögen einen wesentlich größeren Ausdehnungsbeiwert besitzen, so daß sich diese

bis zu dem wesentlich tieferliegenden Niveau C zusammenziehen. Der Unterschied der beiden Zusammenziehungen, also das Stück BC, errechnet sich dann zu $BC = (\beta_2 - \beta_1) l \cdot t$.

In einem weiteren Versuch sei davon ausgegangen, daß bei einer bestimmten, hohen Temperatur beide Komponenten fest miteinander verbunden werden, etwa durch starre Traversen, durch die die Länge beider stets gleich groß gehalten wird. Die Folge hiervon ist, daß das mittlere Glied zusätzlich zusammengepreßt, die äußeren Glieder dagegen gedehnt werden.

Das endgültig sich einstellende Gleichgewicht sei durch das Niveau D gekennzeichnet. Das mittlere Glied wird demnach zusätzlich bei der Abkühlung um das schraffiert gezeichnete Stück BD zusammengepreßt; die äußeren Glieder werden gleichzeitig um die ebenfalls schraffiert gezeichneten Stücke CD gedehnt. Durch die Abkühlung entsteht daher eine gegenseitige Verspannung der Einzelglieder. Die durch diese Verspannung im mittleren Glied entstehende zusätzliche Formänderung, also das Stück BD, sei mit x bezeichnet. Die im mittleren Glied entstehende Drucklast errechnet sich zu

$$P_1 = E_1 \frac{q_1}{l} \cdot x.$$

Gleichzeitig entsteht in den beiden äußeren Gliedern eine Zugbelastung von

$$P_2 = E_2 \frac{q_2}{l} [(\beta_2 - \beta_1) l \cdot t - x].$$

Nach Erreichen eines Gleichgewichts müssen diese beiden Kräfte einander entgegengesetzt gleich sein. Aus dieser Gleichsetzung läßt sich x berechnen zu

$$x = \frac{E_2 q_2}{E_1 q_1 + E_2 q_2} (\beta_2 - \beta_1) l \cdot t.$$

Damit ist die zwischen dem mittleren und den beiden äußeren Gliedern auftretende Verspannungskraft bestimmt durch

$$P = \frac{E_1 q_1 E_2 q_2}{E_1 q_1 + E_2 q_2} (\beta_2 - \beta_1) t.$$

Die im Modell auftretende Verspannungskraft ist demnach um so größer, je größer der Unterschied $\beta_2 - \beta_1$ der beiden linearen Ausdehnungsbeiwerte ist. Ferner wächst diese Kraft linear mit der Temperaturdifferenz t an. Durch diese Größen ist in der obigen Gleichung für die verspannende Kraft einer bestimmten Temperaturdifferenz ein gleichbleibender Faktor zugeordnet, der für die weiteren Betrachtungen als konstant vorausgesetzt werden kann. Von besonderem Interesse ist jedoch die Abhängigkeit der verspannenden Kraft und auch der in den Einzelgliedern auftretenden Beanspruchungen von dem jeweiligen Verhältnis der Querschnitte der beiden Komponenten, also letzten Endes der Konzentration derselben in der Mischung. Die weiteren Betrachtungen können daher auf die Diskussion des in der Gleichung für die verspannende Kraft auftretenden Bruches beschränkt werden.

6. Innere Verspannungen des Gefüges

Vorweg sei bemerkt, daß durch die angenommene Festlegung der beiden Enden des Modellkörpers durch zwei starre Querhäupter nicht die wirklichen Verteilungen der Eigenspannungen zwischen den Kristallkörnern nachgeahmt werden können, da diese im allgemeinen längs den Seitenflächen fest miteinander verwachsen sind. Immerhin lassen sich gewisse Beziehungen an Hand des Modells sehr einfach ableiten, die allgemein gelten dürften. Gewisse Modifikationen infolge der gegenseitigen Haftung der Kristallkörner längs den ganzen Seitenflächen werden später noch besprochen.

Ausgegangen wird von einem Modellkörper, dessen Querschnitt stets gleich groß gehalten werde und zu 1 gesetzt sei. Variiert werde jedoch das gegenseitige Verhältnis der Querschnitte der beiden beteiligten Komponenten. Ist q der Querschnitt des mittleren Gliedes in Bild 1, so bleibt für den Querschnitt der benachbarten Teile der Betrag von $1 - q$ übrig. Den jeweiligen Betrag von q kann man demnach auch als Volumkonzentration oder Füllgehalt der einen Komponenten im ganzen Gemisch auffassen.

Ferner sei der Einfachheit halber zunächst der E -Modul beider Komponenten gleich groß angenommen, so daß $E_1 = E_2 = 1$ gesetzt werden kann. Mit diesen Annahmen errechnet sich die im Modell zwischen den beiden Komponenten auftretende verspannende Kraft zu

$$P = q(1 - q) \cdot C.$$

Im wesentlichen handelt es sich also um die Diskussion des Ausdrucks $q(1 - q)$, wobei q alle Werte von 0 bis 1 durchlaufen kann. In Bild 2 Kurve 1 ist der Verlauf dieses Ausdrucks dargestellt. Diese

Kurve beginnt im Ursprung mit dem Wert 0, steigt dann steil hoch, erreicht einen Höchstwert und fällt dann symmetrisch zum Anfangswert für $q = 1$ wieder auf 0 ab. Diese Kurve gibt also den Verlauf der verspannenden Gesamtkraft an, wobei der jeweilige Höchstwert um so höher liegt, je größer die Unterschiede der Ausdehnungsbeiwerte sind und je größer die betrachtete Temperaturdifferenz ist. Diese Kraft ist jeweils 0 für die beiden Grenzfälle, in denen der Versuchskörper aus einem einheitlichen Material besteht; der Höchstwert wird in diesem speziellen Fall für $q = 0,5$ erhalten, wenn also der Anteil beider Komponenten gleich groß ist.

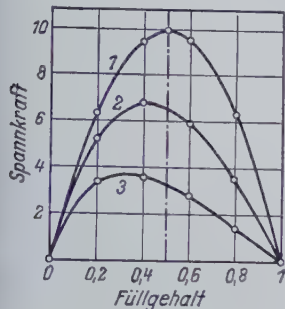


Bild 2. Verlauf der inneren Verspannungskraft in Abhängigkeit von der Konzentration für verschiedene Verhältnisse der E-Modulwerte

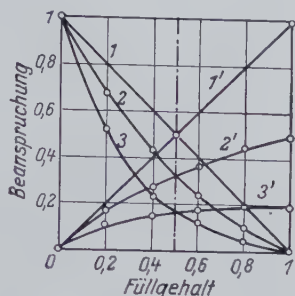


Bild 3. Verlauf der spezifischen Beanspruchung in Abhängigkeit von der Konzentration für verschiedene Verhältnisse der E-Modulwerte

Nunmehr kann auch die spezifische Beanspruchung der beiden Komponenten ausgerechnet werden; man braucht zu diesem Zweck lediglich mit dem jeweiligen Querschnitt zu dividieren. Für das mittlere Glied ergibt sich diese spezifische Beanspruchung zu $1 - q$. In Bild 3 ergibt sich hierdurch die schräg nach rechts unten verlaufende Gerade 1. Die Beanspruchung beginnt daher mit einem Höchstwert für eine verschwindend dünne Komponente und fällt dann linear auf 0 ab. Für die zweite Komponente ergibt sich sinngemäß die nach rechts oben ansteigende Gerade 1'.

Nunmehr sei die Annahme $E_2 = E_1$ fallen gelassen. Für zwei Fälle, nämlich $E_2 = \frac{1}{2} E_1$ und $\frac{1}{5} E_1$ sind die entsprechenden Kurven 2 und 3 in Bild 2 für die verspannende Kraft dargestellt. Das Maximum der Spannkraft wird demnach immer niedriger, da infolge des kleineren E-Moduls der zweiten Komponenten diese nur geringere Kräfte ausüben kann. Außerdem verlagert sich dieser Höchstwert nach links. Auch für diese Fälle sind in Bild 3 die spezifischen Beanspruchungen eingetragen. Die Beanspruchung im mittleren Glied fällt gemäß den Kurven 2 und 3 steil ab, um sich dann dem Endwert 0 zu nähern. Die Beanspruchung in der zweiten Komponente beginnt bei 0, steigt dann aber wesentlich flacher an gemäß den Kurven 2' und 3'.

Die wichtigsten Ergebnisse dieser Modellbetrachtungen lassen sich demnach wie folgt zusammenfassen: Die verspannende Kraft infolge des verschiedenen Ausdehnungsbeiwertes besitzt einen Höchstwert bei $q = 0,5$, wenn die E-Modulwerte beider Komponenten gleich groß sind. Die spezifischen Beanspruchungen in beiden Komponenten ändern sich gegenläufig und erreichen einen höchsten Endwert, wenn die Schichtdicke verschwindend gering wird.

Diese Überlegungen gelten übrigens für „Verbundwerkstoffe“ aller Art, bei denen zwei Komponenten mit verschiedenem Ausdehnungsbeiwert zu einem festen Gefüge vereinigt werden. Sie gelten also insbesondere für Kristallite verschiedener Orientierungen, aber auch für gleichartige Kristallite, die durch eine Korngrenzschicht getrennt sind. Sehr ausgeprägt müssen diese Erscheinungen ferner auftreten bei oxydkeramischen Stoffen und auch bei Hartmetallen. In allen diesen Fällen müssen in der beschriebenen Weise innere Verspannungen bei Temperaturänderungen auftreten.

Ähnliches gilt auch für Verbindungsfugen zwischen zwei Einzelteilen, also z. B. für Schweißverbindungen. Durch ein Spannungsrelaxieren können zwar makroskopische Eigenspannungen beseitigt werden, nicht aber solche Eigenspannungen, die durch verschiedene Ausdehnungsbeiwerte von Grundstoff und Schweißstoff bedingt sind. Schließlich seien noch Klebverbindungen genannt, durch die heute bekanntlich Metalle miteinander verbunden werden.

Weitere technische Einzelheiten seien nunmehr an Hand eines Beispiels besprochen, bei dem schon seit jeher die durch die verschiedenen Ausdehnungsbeiwerte zweier fest miteinander verbunde-

ner Körper bedingten Spannungen und deren Folgeerscheinungen eingehende Beachtung gefunden haben.

7. Vergleich mit anderen Werkstoffgebieten

Ein naheliegender Vergleich, der sich anbietet, bezieht sich auf die Eigenschaften eines keramischen Stoffes, der mit einer Glasur überzogen wird. Der keramische Scherben entspricht in diesem Beispiel einem Kristallkorn; die das Kristallkorn umgebende Korngrenzschicht läßt sich mit einer „Glasur“ vergleichen.

Bekanntlich besteht eine wesentliche Schwierigkeit der Glasurtechnik darin, den Ausdehnungsbeiwert der Glasur möglichst genau demjenigen des Scherbens anzupassen. Abweichungen verursachen entweder ein Abblättern der Glasur, oder aber es treten zahlreiche feine Haarrisse in der Glasur auf. Ist der Ausdehnungsbeiwert des Scherbens größer als derjenige der Glasur, so zieht sich dieser beim Abkühlen stärker zusammen als letztere. Die Glasur, die beim Aufschmelzen im Ofen den Scherben gleichmäßig bedeckt, kann beim Erkalten den stärkeren Zusammenziehungen des Scherbens nicht folgen. Die Glasurschicht gerät daher in Druckspannungen und ihre Ränder reißen schließlich ab.

Ist dagegen der Ausdehnungsbeiwert des Scherbens kleiner als derjenige der Glasur, so zieht sich diese beim Abkühlen stärker zusammen als der Scherben. Infolge ihrer höheren Schwindung gerät die Glasurschicht in Zugspannung und reißt schließlich in viele Stücke, die einzeln auf dem Scherben haften bleiben und durch feine Risse getrennt sind.

Die Auswirkung dieser Vorgänge auf die Festigkeit glasierter Scherben ist beträchtlich. Nach einem Beispiel bei H. Salmang [11] zeigte sich bei der Untersuchung von Elektroporzellan, daß die Biegefestigkeit größer ist, wenn der Ausdehnungsbeiwert der Glasur kleiner ist als derjenige des Scherbens. Die Biegefestigkeit des unglasierten Scherbens von 1100 kg/cm^2 wird auf 1460 kg/cm^2 erhöht. Eine Glasur mit höherem Ausdehnungsbeiwert wirft dagegen die Biegefestigkeit auf 425 kg/cm^2 herab.

Bemerkenswert ist ferner, daß die Druckfestigkeit durch die Glasur in umgekehrtem Sinne beeinflußt wird. Die Druckfestigkeit wird geringer, wenn die Glasur den kleineren Ausdehnungsbeiwert besitzt, also beim Abkühlen in Druckspannung gerät.

Die günstige oder ungünstige Wirkung der Glasur auf die Festigkeitswerte wird mit zunehmender Glasurdicke verstärkt.

Die Spannungen zwischen Scherben und Glasur können bei durchsichtigen Glasuren unmittelbar gemessen werden. Solche Messungen wurden von C. L. Bijl [12] im Polarisationsmikroskop durchgeführt. Hierbei wurde eine Glasurlage auf ein Stück Glas aufgeschweißt und der Verlauf der Eigenspannungen in Glasur und Glas verfolgt. In Bild 4 sind die Ergebnisse bei verschiedenen dicken Glasuren dargestellt. In diesem Beispiel beträgt die Dicke des Glases stets 8 mm; die Dicke der Glasurschicht dagegen wird verschieden groß gewählt, wobei zunächst die Glasur die gleiche Dicke von 8 mm besitzt, um dann aber schrittweise bis auf eine Dicke von 0,1 mm verringert zu werden.

Der zugehörige Spannungsverlauf ist in Bild 4 unten dargestellt. Bei gleicher Dicke von Glas und Glasur zeigt sich in der Glasur ein steiler Druckanstieg, der im Glas in eine gleich große Zugbeanspruchung umschlägt. In den der Grenzschicht abgewandten Zonen zeigt sich ein flacher Auslauf umgekehrter Richtung. Mit abnehmender Dicke der Glasurschicht nimmt die Druckspannung in ihr zu; die Zugspannung im Glas dagegen nimmt beträchtlich ab.

Aus diesen Versuchen geht demnach hervor, daß in der Grenzschicht zwischen Glasur und Glas hohe Spannungsspitzen auftreten, deren Höhe von dem Dickenverhältnis abhängt. Im wesentlichen finden sich demnach die theoretischen Überlegungen bestätigt mit der Einschränkung, daß die Spannungen nicht im ganzen Querschnitt der beiden Komponenten gleich groß sind, sondern infolge der elastischen Nachgiebigkeit nach außen in die entgegengesetzte Richtung umschlagen.

Ein weiteres Beispiel, das hier angeführt werden kann, betrifft die Festigkeitseigenschaften von Hartmetallen. Wie in [13] gezeigt wird, müssen in Hartmetallen infolge des sehr verschiedenen Ausdehnungsbeiwertes von Wolframkarbid und Kobalt erhebliche Verspannungen wirksam sein, die sich auf die verschiedenen Festigkeitswerte in ganz verschiedener Weise auswirken. Diese Eigenspannungen sind kürzlich von H. Pfau und W. Rix [14] experimentell nachgewiesen worden. Sie stellten mit Hilfe von Röntgenstrahlauflagen fest, daß im Gefüge einer unbelasteten Hart-

metallprobe das Gitter des Wolframkarbids von vornherein deformiert ist. Selbstverständlich muß auch in der Kobaltphase eine Deformierung entgegengesetzter Richtung wirksam sein.

Wird ferner die Bindephase des Kobalts aus dem Gefüge chemisch herausgelöst, so verschwinden diese Deformationen des Gitters. Die Eigenspannungen werden hierdurch beseitigt, da die Gegenkomponente, gegen die das Gitter des Wolframkarbids verspannt ist, nicht mehr zur Verfügung steht.

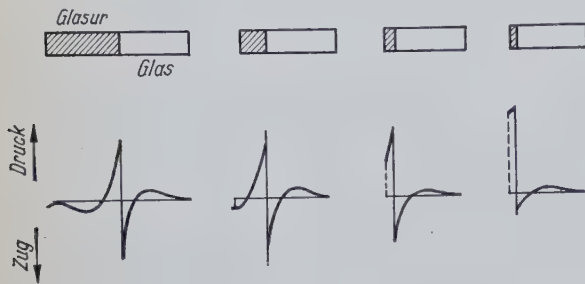


Bild 4. Einfluß der Glasurdicke auf die spezifische Beanspruchung in Scherben und Glas (nach C. L. Bijl)

8. Temperaturwechselbeständigkeit

Im allgemeinen nimmt eine auf tiefe Temperaturen abgekühlte Metallprobe nach Erwärmung auf Zimmertemperatur wieder ihre anfänglichen Festigkeitswerte an. Dies ist durchaus erklärlich, da mit steigender Temperatur die thermischen Eigenspannungen sich entsprechend verringern.

In diesem Zusammenhang erhebt sich jedoch die Frage, ob dies auch dann gilt, wenn Abkühlungen und Erwärmungen häufig wiederholt werden. Jeder Temperaturzyklus ist mit einem Zyklus mechanischer Spannungsschwankungen verknüpft. Es ist daher grundsätzlich möglich, daß durch diese mechanische Wechselbelastung sich schließlich eine Zerrüttung des Gefüges einstellt. Die hiermit zusammenhängenden Fragen besitzen auf anderen Werkstoffgebieten eine entscheidende Bedeutung, so daß hier einige Hinweise von Interesse sind.

Bekanntlich ist das Verhalten von feuerfesten Steinen bei schroffen Temperaturwechseln im technischen Betrieb oft von größerer Bedeutung als die Festigkeit selbst. Solche Steine stellen ein Konglomerat von Körnern dar, die durch eine Bindephase zusammengehalten werden. Auch in diesem Beispiel muß daher der Ausdehnungsbeiwert der verschiedenen Komponenten eine wichtige Rolle spielen. Außer den makroskopischen Eigenspannungen durch ungleichmäßige Erwärmung oder Abkühlung des ganzen Steines müssen daher im Gefüge fein verteilte Eigenspannungen in der Grenzschicht zwischen Korn und Bindung auftreten. Die makroskopisch verteilten Eigenspannungen verursachen Abplatzungen größerer Stücke, während auf die fein verteilten Eigenspannungen völlige Zerstörungen und Auflösungen des Gefüges zurückgeführt werden müssen.

Zur Festlegung dieser Temperaturwechselbeständigkeit feuerfester Steine wird meistens die Anzahl der festgelegten Temperaturwechsel bestimmt, die schließlich zu Zerstörungen führen.

Ähnliche Versuche wären auch bei Metallen aufschlußreich, da durch solche Temperaturwechsel schließlich auch hier eine Lockerung des Gefüges und damit eine Verschlechterung der Festigkeitseigenschaften möglich erscheint.

9. Diskussion der Ergebnisse

Bei der Herstellung der meisten Werkstoffe sind im allgemeinen hohe Temperaturen wirksam. Dies gilt insbesondere vom Schmelzen und Sintern. Mit fortschreitender Erstarrung werden zunächst einzelne Kristallkeime gebildet, die von einer flüssigen Phase umgeben sind. Nach Erstarrung aller Bereiche müssen mit fortschreitender Abkühlung innere Verspannungen zwischen den einzelnen Bau-

steinen des Gefüges entstehen, wenn diese verschiedene Ausdehnungsbeiwerte besitzen. Dies gilt vor allem für hexagonal kristallisierende Systeme, da in den verschiedenen Kristallrichtungen verschiedene Ausdehnungsbeiwerte wirksam sind. Dies gilt aber auch für verschiedene Modifikationen eines Stoffes und insbesondere auch für die Kristallstruktur und die einhüllenden Kristallgrenzsubstanzen.

Die hierdurch bedingten spezifischen Beanspruchungen sind von einer großen Anzahl von Einflüssen abhängig. Vor allem sind sie von den Unterschieden der Ausdehnungsbeiwerte der beteiligten Substanzen, dann von der jeweiligen Temperatur abhängig. Dazu tritt der Einfluß des E-Moduls der Substanzen und auch der geometrischen Anordnung. Insbesondere erscheint ein grobes Kristallkorn mit sehr dünnen Kristallgrenzonen gefährdet. Je feiner jedoch das Gefüge ist, desto eher gleichen sich die Beanspruchungen im Korn und in der Korngrenze einander an.

In diesem Zusammenhang sei noch auf kürzlich veröffentlichte Untersuchungen von F. Erdmann-Jesnitzer [15] mittels Farbätzverfahren hingewiesen. In Mischkristallen mit zwei oder mehr Fremdelementen entstehen danach Gitterveränderungen, ähnlich solchen durch äußere Belastung. Die Korngrenzen sind Gitterbezirke mit maximaler Fehlstellenkonzentration. Eine gewisse Entspannung erfolgt auf dem Wege der Diffusion.

Je nach den besonderen Bedingungen sind bei äußeren Belastungen entweder Brüche durch die Kristallite oder auch längs der Korngrenzen zu erwarten, worauf jedoch hier nicht näher eingegangen sei.

Wenn mit fortschreitender Abkühlung diese fein verteilten Eigenspannungen schließlich eine kritische Grenze erreichen, so muß sich dies insbesondere in einer Verringerung der plastischen Verformungsfähigkeit auswirken. Auch bei der Stahlhärtung wird heute angenommen, daß durch die Aufnahme von Kohlenstoff im α -Eisen das Gefüge verspannt wird. Mit einer solchen inneren Verspannung des Gefüges ist gleichzeitig eine Verringerung der plastischen Verformbarkeit verknüpft.

10. Zusammenfassung

Es wird die Arbeitshypothese aufgestellt, daß die Sprödbrechunfähigkeit mancher Metalle insbesondere durch verschiedene Ausdehnungsbeiwerte der einzelnen Bausteine des Gefüges verursacht wird. Mit dieser Annahme lassen sich manche Erscheinungsformen des Sprödbruchs deuten; darüber hinaus ergeben sich hieraus eine Fülle von Einzelfaktoren, die zu berücksichtigen sind.

Schrifttum

- [1] Späth, W.: Der Schlagversuch in der Werkstoffprüfung. A. W. Gentner Verlag, Stuttgart 1957.
- [2] Klöppel, K.: Werkstoffmechanik und Sicherheit geschweißter Stahlkonstruktionen. Schweißen und Schneiden 3 (1951) S. 1/9.
- [3] Ludwik, P.: Forsch. Arb. Ing. Wes. Nr. 295 (1927) S. 56/61.
- [4] Siebel, E.: Werkstoffmechanik. Beitrag in VDI-Sonderheft „Werkstoffe I“, Düsseldorf 1953.
- [5] Verformung und Fließen des Festkörpers. Kolloquium Madrid 1955. Herausgegeben von R. Grammel. Berlin/Göttingen/Heidelberg 1956.
- [6] Kochendörfer, A.: Bedingungen für die Auslösung und das Auftreten des Sprödbruchs- und Verformungsbruchs auf Grund der Eigenschaften der Versetzungen. Arch. für Eisenhüttenwesen 25 (1954) S. 351/72.
- [7] Kuntze, W.: Thermodynamik des Sprödbruchs und ihre Anwendung im Stahlbau. Berichte des Deutschen Ausschusses für Stahlbau Heft 20. Berlin/Göttingen/Heidelberg 1957.
- [8] Ruttman, W., und Werner, M.: Werkstoffverhalten in der Kälte und Wärme. Beitrag in VDI-Sonderheft „Werkstoffe I“, Düsseldorf 1953.
- [9] Masing, G.: Lehrbuch der allgemeinen Metallkunde. Verlag Springer Berlin/Göttingen/Heidelberg 1950.
- [10] Späth, W.: Fließen und Kriechen der Metalle. Metall-Verlag, Berlin-Grünwald 1955.
- [11] Salmang, H.: Die Keramik. Verlag Springer Berlin/Göttingen/Heidelberg 1954.
- [12] Bijl, C. L.: Chem. Weekblad 48 (1952) S. 998.
- [13] Späth, W.: Einige Betrachtungen zum Festigkeitsverhalten von Hartmetallen. Erscheint demnächst in Metall.
- [14] Pfau, H., und Rix, W.: Über den Gitterzustand und die Festigkeit des Wolframkarbidkornes im Hartmetallgefüge. Z. Metallkunde 43 (1952) S. 440/43.
- [15] Erdmann-Jesnitzer, F., und Bernhardt, W.: Untersuchungen mittels Farbätzverfahren an AlCu-Legierungen. Metall 11 (1957) S. 1032/37.

Verschiedenes

Große Schweißtechnische Tagung 1958

Die große Schweißtechnische Tagung, zu der der Deutsche Verband für Schweißtechnik (DVS) vom 17. bis 20. Juni in Mannheim eingeladen hatte, stand in diesem Jahr unter dem Generalthema „Die Schweißtechnik im Dienste der chemischen Industrie“. In 17 Vorträgen berichteten hervorragende Fachleute aus dem weiten Anwendungsbereich der Schweißtechnik im chemischen Apparatebau

über ihre Arbeit und Erfahrung und stellten in freimütiger Weise ihre neuesten Erkenntnisse zur Verfügung. Die Schweißung ist das ideale Verbindungsmittel, das auf Grund seiner umfassenden Bedeutung alle Sparten des Ingenieurwesens gleichermaßen berührt. Wenn in diesem Jahr als Tagungsthema die Anwendung in der chemischen Industrie gewählt wurde, so vor allem im Hinblick auf

sehr hohen Anforderungen und harten Arbeitsbedingungen in der Chemie, die manche wichtige Anregung zur Vervollkommnung auf anderen Gebieten erwarten lassen. Professor Dr.-Ing. Dr.-Ing. h. K. Klöppel wies auf diesen Vorzug besonders hin, als er in seiner Eigenschaft als 1. Vorsitzender des Technischen Ausschusses des DVS die zweitägige Vortragsveranstaltung eröffnete.

Der erste Vortrag¹⁾ innerhalb der ersten Gruppe: **Neuere Probleme bei Werkstoffen und ihre Verarbeitung**, der von Dr.-Ing. F. Nehl, Mülheim (Ruhr) gehalten wurde, galt den Entwicklungstendenzen der Stähle für die Schweißtechnik, die auf gute Schweißbarkeit bei gleichzeitiger Verbesserung der den steigenden Beanspruchungen gerecht werdenden mechanischen Eigenschaften abzielen. Von den vorgeschlagenen Kriterien zur Beurteilung der Schweißbarkeit wie Kohlenstoffäquivalent, Härtemessungen usw. wird in steigendem Maße das Umwandlungsverhalten der Stähle bei kontinuierlicher Abkühlung herangezogen. Dabei genügen zwei Richtwerte, die Abkühlungsdauer K 50 (gemessen zwischen A_{c3} und 100°), bei der 50% Martensit im Überganggefüge entsteht, und die Abkühlungsdauer K 30, bei der 30% Martensit entsteht. Können die Eigenspannungen durch Glühen oberhalb 550° beseitigt werden, so wird ein Martensitgehalt von 50% in der Übergangszone noch für zulässig erachtet, im anderen Falle nur ein Martensitgehalt von 30%. Die K 50- und K 30-Werte bilden somit die Grundlage für die Beurteilung der Schweißbarkeit. Sie beinhalten für den Schweißingenieur die Bedingungen, unter denen legierte und unlegierte Stähle zu verschweißen sind und sind für den Metallurgen bei der Entwicklung neuer Stähle ein wichtiges Hilfsmittel. So betragen z. B. die Werte für St 52.3 K 50 = 25 sec und K 30 = 4 sec, was gegenüber dem Stahl 25 Cr Mo 4 mit einem K 30-Wert von 90 sec die guten Schweißeigenschaften erkennen läßt. Der neu entwickelte amerikanische Stahl T₁ der United Steel Corp. mit 0,003% Bor hat ebenfalls einen sehr guten K 30-Wert. Gute Schweißeigenschaften lassen sich nach Meinung des Vortragenden durch Verwendung solcher Legierungselemente erzielen, die lösliche Karbide und Nitride bilden, die sich bei der Abkühlung oder nach einer Glühbehandlung in hochdisperser Form ausscheiden und so infolge Keimwirkung ein günstiges Umwandlungsverhalten erzeugen.

Über die Probleme bei der Verwendung von Stahl für die Tieftemperaturtechnik sprach anschließend Dr.-Ing. E. Baerlecken, Düsseldorf. Bei der fraktionierten Tieftemperatur-Destillation von verflüssigten Gasen oder auch bei dem beabsichtigten Überseetransport von Gasen durch Verflüssigung werden durch den Temperaturbereich von -269° bis -49° besondere Anforderungen an die Sprödbrechunempfindlichkeit der Behälter und Anlagen gestellt. Das Sprödbrechverhalten, das besonders von der Temperatur und dem Spannungszustand abhängig ist, versucht man durch Kerbschlagbiegeproben zu erfassen, jedoch kann gerade bei tiefen Temperaturen auf Erfahrungswerte nicht verzichtet werden. Neben den austenitischen Cr-Ni-Stählen haben sich die legierten ferritischen Stähle, vor allem der 5%ige Ni-Stahl bewährt, bei dem allerdings für Bestwerte eine Vergütung erforderlich ist, die wiederum insbesondere bei atgleichem Zusatzwerkstoff die Güte der Schweißnaht fraglich erscheinen läßt. Durch die Verwendung von austenitischem Schweißgut kann eine Verbesserung erzielt werden, sofern man mit Rücksicht auf die Gefahr einer Bildung versprödeter Zonen durch Kohlenstoffdiffusion auf eine Wärmenachbehandlung verzichtet. Gute Kaltverformungseigenschaften weist auch der austenitische Mangan-Chrom-Stahl auf, der sich gegenüber dem austenitischen Cr-Ni-Stahl durch größere Wirtschaftlichkeit auszeichnet.

Von den nun folgenden Referaten über das Schweißen von Nicht-ferro-metallen seien die Ausführungen über das Schweißen von Titan von Dr.-Ing. H. van K_{ann}, Essen, kurz erläutert. Die große Reaktionsfreudigkeit des Titans im erhitzten, besonders im schmelzflüssigen Zustand (etwa 1700°) verlangt eine Schweißung unter Schutzgas, das die Berührung auch der Wurzelseite der Naht mit dem Sauerstoff und Stickstoff der Atmosphäre und somit die Verpröderung verhindert. Bei zweckmäßiger Wahl der Schweißbedingungen kann mit einem Schweißfaktor von 0,9 bis 1,0 gerechnet werden. Für stärkere erforderliche Kaltverformung ist eine Vorwärmung auf etwa 300° zweckmäßig. Bei korrosionschemischen Versuchen zeigte die Schweißnaht gleiches Verhalten wie das Grundmaterial.

Es schloß sich der Vortrag „Brennschneiden von hochlegierten Stählen und Nichtferro-metallen, insbesondere Kupfer und seinen Legierungen sowie Leichtmetallen“ von Dipl.-Ing. W. Lenk, Hannover, an. Während sich niedrig legierte Werkstoffe mit den normalen Schneidgeräten behandeln lassen, führen höhere Gehalte vor allem an Cr, Ni, Mo zu nicht erwünschten Aufhärtungen in der

Randzone mit etwaiger Rißbildung. Beides kann durch Vor- oder Nachwärmung vermieden werden. Pulver- und Schutzgasschneidverfahren ergänzen in neuerer Zeit die üblichen Verfahren. Mit einem Gemisch von Argon und Wasserstoff ist das Schneiden von Aluminium und Kupfer befriedigend möglich, durch Einsatz von Reinststickstoff an Stelle von Wasserstoff können hochlegierte Stahlbleche bis 30 mm Dicke mit glatten Schnittkanten geschnitten werden.

Die zweite Vortragsgruppe war unter dem Thema **Korrosion und Schweißtechnik** zusammengefaßt.

Dr.-Ing. W. Neuhäus, Oberhausen, sprach über das Flammstrahlen als wirtschaftliches Mittel zur Vorbereitung der Stahloberflächen für die Korrosionsschutzschichten.

Es folgte der Vortrag von Dr.-Ing. W. Ruttman, Leverkusen, über Korrosion, insbesondere Spannungsrißkorrosion an Schweißungen von austenitischen Stählen. Während der ebenmäßige Angriff, der Lochfraß, die interkristalline Korrosion (Kornzerfall) sowie die selektive Korrosion (z. B. Auflösung des Ferrits im Grundmaterial der Schweißung) sich leicht vermeiden lassen oder durch die Bemühungen der Stahlwerke im Abnehmen begriffen sind, ist die Spannungsrißkorrosion, die unter dem Einfluß eines Angriffsmittels und einer Zugspannung entsteht, unangenehmer. Diese transkristalline Spannungskorrosion mit typischer Verästlung geht meist von Unebenheiten oder Lochfraß aus, bei einer Rißgeschwindigkeit von 0,5 bis 3 mm/std. Da die legierungsmäßige Zusammensetzung der Austenite wenig Einfluß auf diese Erscheinung hat, wird es Aufgabe des Konstrukteurs sein, die Betriebs-Zugspannungen niedrig zu halten oder ein Spannungsfreiglühen der Nähte anzuordnen, vor allem dort, wo sich die Berührung mit aggressiven chemischen Reagenzien nicht vermeiden läßt. Zur Vorbeugung gegenüber elektrochemischem Angriff der Schweißnähte ist die Verwendung edleren Schweißmaterials am unedleren Grundmaterial am besten. Hierauf wies auch Dr.-Ing. Rubo, Butzbach, bei seinen Ausführungen über die Wechselbeziehungen zwischen Schweißen und Korrosion hin. In Ergänzung des Schrifttums forderte er eine „Korrosionslehre“, die korrosionsbeschleunigende Faktoren wie Kontaktstellen, Spalten usw. in einem zahlenmäßigen Wertungssystem erfaßt. Dadurch erhält der Konstrukteur ein Hilfsmittel, die Korrosionssicherheit der Konstruktion etwa durch das Verhältnis der Lebensdauer T_{Wertung} zu $T_{\text{erforderlich}}$ zu beurteilen.

Direktor Dr. H. Thielmann, Hattingen, gab sodann einen Beitrag zur interkristallinen Korrosion an Schweißnähten. Die Faktoren, die diese Erscheinung zur Folge haben, sind: Zugspannungen, Verspannung des Werkstoffes durch Kaltverformung und angreifende Elektrolyte. Versuche an neu entwickelten Probeformen wie Ringproben, bei denen ein ringförmiger Ausschnitt aus einem zusammengeschweißten Blech mit sich rechtwinklig kreuzenden Nähten auf einen Dorn aufgeschumpft wird, oder Bügelproben, bei denen die geschweißte Probe um einen Dorn gebogen und einem angreifenden Medium ausgesetzt wird, bei Verwendung verschiedener Schweißverfahren und einem spannungskorrosionsunempfindlichen Blechmaterial, ergaben, daß z. B. bei den Bügelproben die Risse nicht am häufigsten in der Schweißung auftraten. Der Vortragende zeigte den starken Einfluß einer Prüflage an Hand des Abfalls der Kerbschlagzähigkeit von Stählen mit 7% Reckung und achttägigem Glühen bei 115° .

In der dritten Vortragsgruppe wurden die Forderungen der Verfahrenstechnik an die schweißtechnische Gestaltung behandelt.

Mit großer Offenheit sprach Mr. H. R. Pufahl, New York, über Schweißen und Löten im Reaktorbau. Es liegt auf der Hand, daß die besonderen Arbeitsbedingungen erhöhte Anforderungen an die Schweißverbindungen stellen, zumal wenn der Mantel des Reaktors Dicken von 150–250 mm und der Reaktorkopf sogar von 600 mm aufweist. Vor dem Schweißen nach dem U-P-Verfahren mit Hilfe schwerer Schweißvorrichtungen mit 50 t Tragkraft werden derartige Teile auf 160° vorgewärmt und nach dem Schweißen bei 600 bis 650° spannungsfreigelegt. Die Durchstrahlung erfolgt im Hochspannungsbeatron, das Fehler von 0,5 mm Größe noch anzeigt. Rohre, die mit radioaktiven Flüssigkeiten in Berührung kommen, werden mit austenitischen Cr-Ni-Stahl ausgekleidet.

Für viele Verbindungsstellen hat sich auch die Lötung im Vacuum oder unter Schutzgas als zweckmäßig erwiesen. So wurde z. B. das Uran-Brennstoffelement aus rostfreiem Stahl mit Lot aus einer Ni-S-P-Fe-Mo-Legierung, die hervorragende Korrosionseigenschaften aufweist, im Wasserstoffschutzgasofen hartgelötet. Auch wird Lot bei Wärmeaustauschern (Rohr- und Rohrboden aus Inconel = Ni-Cr-Fe-Legierung) dazu verwendet, insbesondere bei stärkeren Böden die Räume zwischen durchgestecktem Rohr und dem Rohrboden auszufüllen, nachdem die Verbindung an dem äußeren Rand durch

¹⁾ Es wird hier nur über die Vorträge berichtet, die das Gebiet des Stahlbaus betreffen oder für den Werkstoffachmann von Interesse sind.

Schweißen bereits hergestellt wurde. Die Ausführungen, die der Referent durch zahlreiche Detail-Aufnahmen im Lichtbild ergänzte, wurden mit großem Beifall aufgenommen.

Dr.-Ing. R. Sö h n g e n, Leverkusen, nannte anschließend charakteristische Beispiele von Schweißausführungen im chemischen Apparatebau.

Es folgte der Vortrag von Senator Dipl.-Ing. H. C a n z l e r, Düren, über schweißtechnische Gestaltung an Apparaten aus Nicht-eisenmetallen und Austeniten. Die Konstruktionsgrundsätze unterscheiden sich nicht von der im Stahlbau üblichen Handhabung. Lediglich die Forderung nach unbedingter Korrosionsbeständigkeit kann die Berücksichtigung besonderer Gesichtspunkte bei der konstruktiven Gestaltung erforderlich machen.

Die Forderungen der Verfahrenstechnik an die schweißtechnische Gestaltung von Apparaten aus Aluminium und Aluminiumlegierungen behandelte Dipl.-Ing. P. T. R. M ö l l e r, Hamburg.

Über das Thema „Schweißen im Chemie-Apparatebau unter den Gesichtspunkten schweißtechnische Gestaltung, Werkstoffeinsatz und Ausführung und Überprüfung der Schweißung“ sprach sodann Dipl.-Ing. W. G r e i n, Frankfurt/M. Die hohen Anforderungen, die durch Drücke zwischen Vacuum und 1000 atü und Temperaturen zwischen -253° und $+1100$ bis 1200°C entstehen, faßte der Referent wie folgt zusammen: Vermeidung von Kehl- und Eknähten, elastische Durchbildung von Schweißkonstruktionen, etwa in Form von Lippen oder durch sinnvolle Querschnittsschwächung im Bereich der Nähte zur Herabsetzung der Eigenspannungen, im Hinblick auf die im Vordergrund stehenden Korrosionseigenschaften „artgleich“ verschweißen, Gefahr von Werkstoffverwechslungen durch Eingangskontrollen ausschließen und schließlich Verwendung moderner Prüfmethoden, um etwa den Ausfall ganzer Anlagen durch unsachgemäße Schweißung an Einzelteilen zu verhindern.

Die Forderungen der Verfahrenstechnik an die schweißtechnische Gestaltung im Dampfkesselbau behandelte Dipl.-Ing. D. W e i s e, Ratingen. Die Arbeit im Dampfkesselbau bei 650° und 340 atü verlangt weitestgehende Entlastung von Schweißspannungen durch Nute, Aussenkungen oder Bohrungen. Um die übliche Wärmebehandlung nach dem Schweißen auszuschalten, wurde bei dem Anschluß von Rohren in Kesseltrommeln die Walzschweißverbindung entwickelt, bei der das Rohr in die Kesseltrommel eingewalzt und dadurch die Nut ausgefüllt wird. Die Naht hat lediglich die Aufgabe, die Dichtigkeit zu garantieren. Die Verbindung von Röhren aus normalen ferritisch-perlitischen warmfesten Stählen (z. B. X8 Cr Ni Mo Nb 1616 mit einer maximal zulässigen Wandtemperatur von 610°) mit solchen mit austenitischem Gefüge geschieht am besten durch Anordnung eines Zwischenstückes aus stabilisierten Cr-Ni- oder Cr-Mo-Stählen, um die Bildung einer Chrom-Karbidsschicht im austenitischen Schweißgut und somit die Gefahr der Versprödung zu vermeiden.

Unter dem Thema „Schnellschweißen beim Bau von Fernleitungen“ beschrieb Dipl.-Ing. H. G e i l e n k e u s e r, Essen, eine vor allem in den USA verwandte Methode, die es gestattet, Verlegeleistungen von 10 km pro Woche zu erzielen. Statt der Einsteckmuffenverbindung wird eine fallende von Hand mit Sonderelektroden geschweißte Stumpfnäht verwandt. Bereits nach dem Schweißen der Wurzelnaht setzt man schon das nächste Rohr vor (etwa alle 6 min). Nachfolgende Kolonnen bringen dann die Decklagen an, und zwar ebenfalls als Fallnähte, die infolge des geringeren Luftspaltes weniger Material erfordern und darüber hinaus größere Schweißgeschwindigkeiten ermöglichen. Was die Güte betrifft, so ist derartigen Nähten der Schweißfaktor 0,9 zuerkannt worden.

Den letzten Vortrag hielt Dipl.-Ing. H. H e n n e c k e n, Leverkusen, über Sicherheits- und Festigkeitsfragen bei geschweißten Apparaturen innerhalb des Abschnittes: Forderungen an die Sicherheit geschweißter Konstruktionen. Die Sicherheit als soziale Verpflichtung und als wirtschaftliche Forderung im Hinblick auf die Konstruktion bis hin zu den Sicherheitsausrüstungen (Ventile, Warnanlagen usw.) stand im Vordergrund seiner Ausführungen. Mit einem Berechnungsbeispiel eines zylindrischen Schusses bei äußerem Überdruck nach angegebenen Formeln unter Berücksichtigung der Vergleichsspannung nach der Gestaltänderungsenergiehypothese ging der Vortragende kurz auf Festigkeitsfragen ein.

Von der großen Schweißtechnischen Tagung, angesetzt aus dem dringenden Bedürfnis, hervorragende Männer aus der Praxis für die Praxis berichten zu lassen, ging der Tagungsteilnehmer mit dem zufriedenen Gefühl nach Hause, eine Fülle neuer Anregungen erhalten zu haben. Die umfassende Bedeutung der Schweißverbindung innerhalb sämtlicher Zweige der Fertigungstechnik garantierte allen Vortragenden ein vollbesetztes Haus. G. L a c h e r

Diffusionsverfahren zur Oberflächenhärtung von Stahl

Bei der Oberflächenhärtung von Konstruktionselementen aus Stahl verfolgt man bekanntlich den Zweck, das Material gegen Verschleiß widerstandsfähiger zu machen, um ihm so eine längere Lebensdauer zu verleihen. Ein großer Teil dieser Oberflächenhärtungsverfahren erlaubt die Möglichkeit, nur bestimmte Bauteile an wichtigen Stellen zu härten. Es existieren Diffusions- und Einhärtungsverfahren.

Ältere Diffusionsverfahren sind das Aufkohlen, auch Zementieren genannt, mittels Pulver in cyanhaltigen Salzbadern, Ammoniakgas oder mittels Verdampfen kohlenstoffhaltiger Flüssigkeiten. Für das Aufkohlen verwendet man zweckmäßig Einsatzstähle mit 0,06 bis 2,2% C-Gehalt. Der Diffusionsprozeß erfolgt bei 900 bis 930° , wobei je nach Methode und Einsatzzeit Einsatztiefen von 0,05 bis 3 mm erzeugt werden. Durch diesen Aufkohlungsvorgang werden hauptsächlich die Randzonen beim Glühen in einem Kohlenstoff abgebenden Mittel mit Kohlenstoff angereichert. Das Einsatzpulver für Kasteneinsatz ist eine Mischung von Verkohlungsprodukten aus Holz-, Braun- oder Steinkohle zusammen mit Aktivatoren (z. B. Bariumkarbonat) in abgestimmter Dosierung. Die Stahlkonstruktionsteile werden in einen feuerfesten Glühkasten, welcher mit dem Aufkohlungsmittel angefüllt ist, eingesetzt und der Kasten mit Schamotte oder Lehm verstrichen, um Sauerstoffzutritt zu verhindern. Danach folgt der Diffusionsprozeß in einem vorgeheizten Muffelofen, wobei je nach Glühzeit, verwendetem Werkstoff, Ofentemperatur und Einsatzmittel verschiedene Einsatztiefen erzielt werden können. Nach erfolgter Abkühlung in der Luft und Aussortierung der Bauteile werden diese weiterverarbeitet oder wärmebehandelt, d. h. gehärtet. Dieses Diffusionsverfahren ist verhältnismäßig einfach und billig, zumal große Chargen bewältigt werden können.

Beim Einsatz im Salzbad wird der Ofentiegel mit den Aufkohlungscyanbasen gefüllt und auf etwa 930° erhitzt. Das Bad dient grundsätzlich der Aufkohlung von Einsatzstählen, doch können auch Vergütungs- und andere Stähle, besonders solche mit unter 0,5% C-Gehalt, verwendet werden. Das mit Draht gebundene Härtegut wird in dem Bad so lange belassen, bis die gewünschte Einsatztiefe erreicht ist, um das Gut dann in ein Warmbad von etwa 800° zu bringen und anschließend in einem Bad mit 5% Cyan bei etwa 200° abzuschrecken. Der Vorteil des Verfahrens liegt darin, daß man in kurzer Zeit kleinere oder mittlere Serien einsetzen kann bei großer Durchsatzmenge trotz kleinem Ofenaggregat und geringem Ausschuß. Ein Nachteil ist, daß die aufgekohlten Stahlbauteile derart hart werden, daß dann nur noch eine Nachbehandlung durch Schleifen möglich ist. Natürlich sind entsprechende Schutzmaßnahmen wegen der Giftigkeit zu beachten.

Zum Einsetzen des Stahlmaterials in flüssigen Kohlenwasserstoffen werden letztere in den Schachtöfen eingespritzt, wobei die Kohlungsfüssigkeit selbst im Ofen gekrackt wird, die sich in etwa 70% Methylalkohol und 30% Benzol in Gasform umsetzt. Der Ofen wird auf 900° erhitzt und das eingelegte Härtegut in den luftdicht abgeschlossenen Ofen eingelassen. Bei 900° beginnt die Diffusion und das im Ofen entstehende Gas wird durch einen im Ofen befindlichen Ventilator ständig in Zirkulation gehalten, wodurch eine homogene Aufkohlung stattfindet. Nach drei Stunden beträgt die Einsatztiefe 0,7 bis 0,8 mm. Die so behandelten Teile kommen danach in einen anderen Ofen zwecks langsamer Abkühlung, um später normal aufgehärtet zu werden. Diese Methode arbeitet sauber und der Einsatz am Härtegut ist völlig gleichmäßig bei hoher Durchlaufkapazität. Da der Ofen besonders für die Fertigung von Massenteilen sich eignet, ist das Verfahren sehr wirtschaftlich und die einzelnen Manipulationen sind einfach. Allerdings ist der Preis für eine solche Anlage ziemlich hoch.

Für die Gasaufkohlung verwendet man meist ein Gemisch von Aufkohlungsgasen, welches in einem Generator mit einem Katalysator durch Krackung von Leuchtgas oder Naturgas mit Luft erzeugt wird. Es bildet sich ein Gemisch von Kohlenmonoxyd, Wasserstoff und Stickstoff, dessen Verhältnis zueinander durch Variierung des Luftgasgemisches im Generator verändert werden kann. Für das Aufkohlen wird dem obigen Trägergas 5 bis 15% an Methan oder Propan zugemischt. Die Zementation erfolgt in mit Gas oder Strom geheizten Öfen (Kammer-, Druckluft-, Hauben- oder Schacht-Öfen). Die Kohlungstemperatur liegt zwischen 900 bis 920° . Durch Überwachung des Ofens mit der sogenannten Taupunktkontrolle läßt sich der gewünschte Randkohlenstoffgehalt erzielen. Auch dieses Verfahren ist sauber bei gleichmäßigem Einsatz und rascher Einsatzzeit wie auch, je nach Ofentyp, von hoher Durchsatzmenge. Nur bei hohem Durchsatz ist diese Methode wegen der Investition rentabel.

Bei den angegebenen Diffusionsverfahren zur Oberflächenhärtung von Stahl werden Einsatztiefen von 0,05 bis 3,0 mm erreicht. Als Randhärte kann 56 bis 64 RC erreicht werden. Dr. A. F o u l o n

Sandstrahl

und Handentrostung sowie
Anstrich von Eisenkonstruktionen
jeglicher Art, Industrieverglasung



Kostenanschläge
und Besuche
unverbindlich

PAUL KREUTZ
DUISBURG · Zieglerstr. 86 · Ruf Duisburg 31993

AUS DER INDUSTRIE
(Ohne Verantwortung der Schriftleitung)

50-t-dieselelektrischer Mobilkran

Die Firma Coles Krane GmbH., Duisburg, hat ihr Lieferprogramm um einen neuen schweren Mobilkran Typ S 5012 mit 50 t Tragkraft erweitert. Auch dieser Kran ist wie die bisherigen Typen mit dieselelektrischem Antrieb ausgerüstet. Im Oberwagen befindet sich ein 100-PS-Dieselmotor, der direkt mit einem Generator gekuppelt ist. Die einzelnen Kranbewegungen werden durch getrennte E-Motore betrieben (Leonardschaltung). Die Geschwindigkeitsregulierung erfolgt stufenlos ohne Kuppeln oder Schalten von Gängen nur durch Betätigung des Gaspedals zum Dieselmotor. In der Kranführerkabine ist das Schalterpult mit den elektrischen Drucktasten zur Bedienung des Kranes untergebracht. Mit einem Fingerdruck können schwerste Lasten ohne Ermüdung durch den Kranführer bewegt werden. Der Kranausleger wird durch Zwischenstücke bis auf 51 m verlängert.



Baufenschutz



Die erste
Hochstraße Deutschlands

bei Unkelstein a. Rhein

wurde mit

**CERINOL-
BV-Betonverflüssiger**

und

**CERINOL-
VK-Abbindeverzögerer**

hergestellt.

DEITERMANN
CHEMISCHE WERKE DATTELN
Fernruf: Sa.-Nr. 21 87

Die Berufsgenossenschaft bezeichnet die in Coles-Krane standardmäßig eingebauten Sicherheitseinrichtungen als vorbildlich.

- Selbsttätige Endscharter für höchste und tiefste Hakenstellung.
- Selbsttätige Endscharter für höchste und tiefste Auslegerstellung.
- Automatische Bremsen für Hubwerk, Wippwerk und Drehwerk verhindern das gefährliche „Laufen“ oder „Durchfallen“ der aufgenommenen Last.
- Eine Umkehrlenkeinrichtung sichert sinngemäßes Fahren entsprechend dem Lenkeinschlag durch den Kranführer, unbeschadet der Stellung des Kranoberwagens zum Kranfahrgestell.
- In jeder Auslegerstellung warnt der Lastmomentbegrenzer den Kranfahrer bei Überschreiten der erlaubten Last. Wird diese Warnung nicht beachtet, verhindert der Automat selbständig ein Überlasten des Kranes auch gegen den Willen des Kranführers.

Sonderkonstruktion zur Wärmedämmung von Well-Dächern

Die Holzfaserplattenwerk Odenwald GmbH., Amorbach/Ufr., beliefert die Bau-Industrie schon seit einigen Jahren mit einem Sondererzeugnis zur Wärmedämmung von Asbest-Zement-Welldächern, welches unter dem Namen ODENWALD-Spezial-Platten bekannt geworden ist.

Sinn und Zweck dieser Konstruktion ist es, mit Hilfe von Isolierbau-Platten die Wärmedämmung von Welldächern zu erzielen, und zwar auf technisch einfache und vor allem

DRYGALV Kaltzinkschutz

Der wirksame und wirtschaftliche Rostschutz
für alle Eisen- und Stahlkonstruktionen.

Ein seit über 10 Jahren bewährtes Erzeugnis der

DRYNAMELS LIMITED, Birmingham

Auftrag durch Streichen oder Spritzen • 95% metallisches Zink
im trockenen Film • Kathodischer Schutz • Kein Unterrosten
Hervorragende Haftung und überlegene Haltbarkeit • Von
führenden Werken zum Schutz der eigenen Anlagen und für
die Fabrikation eingesetzt.

IWEG Handelsgesellschaft m. b. H.

DÜSSELDORF

Friedrichstr. 49 • Tel. 8 1071

Aus der Industrie (Fortsetzung von Seite I)

wirtschaftliche Art. Die ODENWALD-Spezial-Platten sind 41 cm breit, längsseitig genietet, zur Aufnahme eines besonders dafür gefertigten T-Profiles. Die Länge der Platten geht im allgemeinen über zwei Pfettenabstände und wird jeweils werksseitig bestimmt, auf Grund eingesandter Planunterlagen. Ein besonderer Vorteil liegt darin, daß die ODENWALD-Spezial-Platten von oben her und in gleichem Arbeitsgang mit der Herstellung der Dachhaut verlegt und befestigt werden. Es entfallen Gerüstbau und Gerüstarbeiten sowie Unterkonstruktionen und zusätzliche Befestigungsmittel. Mit Hilfe eines einfachen, aber sehr wirkungsvollen Teils dieser Konstruktion kann außerdem, bei entsprechend gewählter Plattendicke, eine völlige Schwitzwasser-Sicherheit der Dachdecke erreicht werden, auch bei sehr ungünstigen klimatischen Verhältnissen innerhalb und außerhalb des Bauwerks. Im Hinblick auf die immer wieder geforderte Lärmsenkung in der Industrie und an anderen Arbeitsplätzen bieten die ODENWALD-Spezial-Platten den weiteren Vorteil, daß sie ein natürliches Schallschluck-Vermögen aufweisen. Die Platten werden auf Wunsch auch in feuergeschützter Ausführung geliefert und erhalten damit das Prädikat „schwer entflammbar“ nach DIN 4102.

Die Holzfaserplattenwerk Odenwald GmbH., Amorbach/Ufr., unterhält ein bautechnisches Büro mit Fach-Ingenieuren, deren Aufgabe es ist, Fragen der Wärme- und Schallschluck-Technik zusammen mit den anstehenden bautechnischen Fragen für jeden Interessenten kostenlos zu bearbeiten. Weitere Sondererzeugnisse sind ODENWALD-Flachdach-Dämmplatten, ODENWALD-Fertigwand-Elemente und ODENWALD-Schallschluck-Platten.

Dipl.-Ing. A. Sö n n i n g

Beilagenhinweis:

Im vorliegenden Heft befindet sich eine Beilage der Firma
Agil Schweißdraht Dr. Vaas GmbH, Dortmund,
Springorumstraße 140 betreffend
Agil-Blau-Rot S für Schiff- und Stahlbau.

Für die „Walter-Kolb-Halle“ lieferten wir die kittlosen senkrechten Shed- und Wandverglasungen.

Fabrikationsprogramm:

Kittlose Glasdächer

Oberlichtanlagen und Wandverglasungen

Entlüftungsanlagen

Stahlfenster für Industrie-, Verwaltungs- und Wohnbauten

„Moenus-Ankerschienen“



für Beton- und Stahlkonstruktionen
zur Befestigung aller Inneneinrichtungen
ohne Stemmarbeiten

GLASDACHFABRIK CLAUS MEYN KG.

Frankfurt am Main-Ost Tel. Sa.-Nr. 44451 FS.041 2494

Anzeigen in

DER STAHLBAU

stets im Blickfeld der Auftraggeber

SOEBEN ERSCHIENEN:

Dr.-Ing. Georg Anger

Zehnteilige Einflußlinien für durchlaufende Träger

Band II

Tabellen der Momente, Querkräfte und
Auflagerkräfte für durchlaufende Träger
von 2 bis 5 Felder

bei frei drehbar gelagerten Endstützen
sowie bei einseitiger und bei beidseitiger
Einspannung für gleichförmige Lasten und bei
beliebiger Belastung.

Siebente, erweiterte und verbesserte Auflage

VIII, 276 Seiten, 42 Bilder, Gr. — 8°

Geheftet 37,— DM; Ganzleinen 41,— DM

LIEFERBAR:

Band III

Ordinaten der Einflußlinien
und Momentenkurven durchlaufender Träger
von 2 bis 5 Felder

Achte, erweiterte und verbesserte Auflage

IV, 247 Seiten, 34 Bilder, Gr. — 8°

Geheftet 24,— DM; Ganzleinen 27,— DM

ENDE OKTOBER 1958 ERSCHEINT:

Band I

Formeln zur raschen und genauen Berechnung
von durchlaufenden Trägern bei beliebiger
Felderzahl, beliebigen Stützweiten, beliebiger
Belastung und jeder Art von Auflagebedingung
über den Endstützen.

Siebente, erweiterte und verbesserte Auflage

VIII, 272 Seiten, 307 Bilder, 29 Tabellen, Gr. — 8°

Geheftet 37,— DM; Ganzleinen 41,— DM

Zu beziehen durch jede Buchhandlung



VERLAG VON WILHELM ERNST & SOHN · BERLIN



ARCOS

Schweiß-Elektroden
für alle Schweißarbeiten

Hohl-Elektroden für
Sauerstoff-Lichtbogen-Schneiden

Netzmantel-Elektroden
für Automaten-Schweißung

Autogen-Falzdrähte
für NE-Metalle

Schweißtransformatoren
zwischen 20-1000 Ampere

Schweißautomaten
für Netzmantel, UP- und
ARCOS CO₂-Schweißung

Balance-Positionier
Schweißerausrüstungen

ARCOS-AACHEN

Gesellschaft für Schweißtechnik m. b. H.
Jülicher Straße 122/134 · Telefon 34841/42



Metallogen

GESELLSCHAFT FÜR SCHWEISSTECHNIK
UND WERKSTOFFSCHUTZ M. B. H.
WATTENSCHIED 1. W.

Ein Triumph!

UM 46V

Eine ideale
Metallogen
ELEKTRODE
für die
Abwärtsschweißung

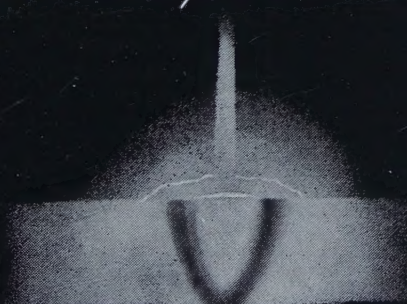
Zugelassen von der Deutschen Bundes-
bahn für die Güteklassen E 34 z, E 37 z,
E 52 z, einschließlich Stehbolzen, sowie
für den Brückenbau als E 37 zB u. E 52 zB.



Wir suchen in verschiedenen Bezirken weitere Fachvertreter und Wieder-
verkäufer zu günstigen Bedingungen. Anfragen erbitten wir direkt an uns.

FLIESS

U-P. Schweißdraht



40
Jahre

Fabrikfluss

1915-1955

DUISBURG

Wichtig für neue Bezieher der Zeitschrift DER STAHLBAU

DER STAHLBAU 1957 ist wieder vollständig lieferbar. Alle
vergriffen gemeldeten Hefte sind nach erfolgtem Nachdruck
zum Preise von DM 3,— je Heft zuzüglich Porto erhältlich.
Preis für den kompl. Jahrgang in Leinen gebunden DM 40,—.
Einbanddecken für den Jahrgang 1957 und frühere Jahr-
gänge DM 3,50 zuzüglich Porto.

Bestellungen nimmt Ihre Buchhandlung entgegen.

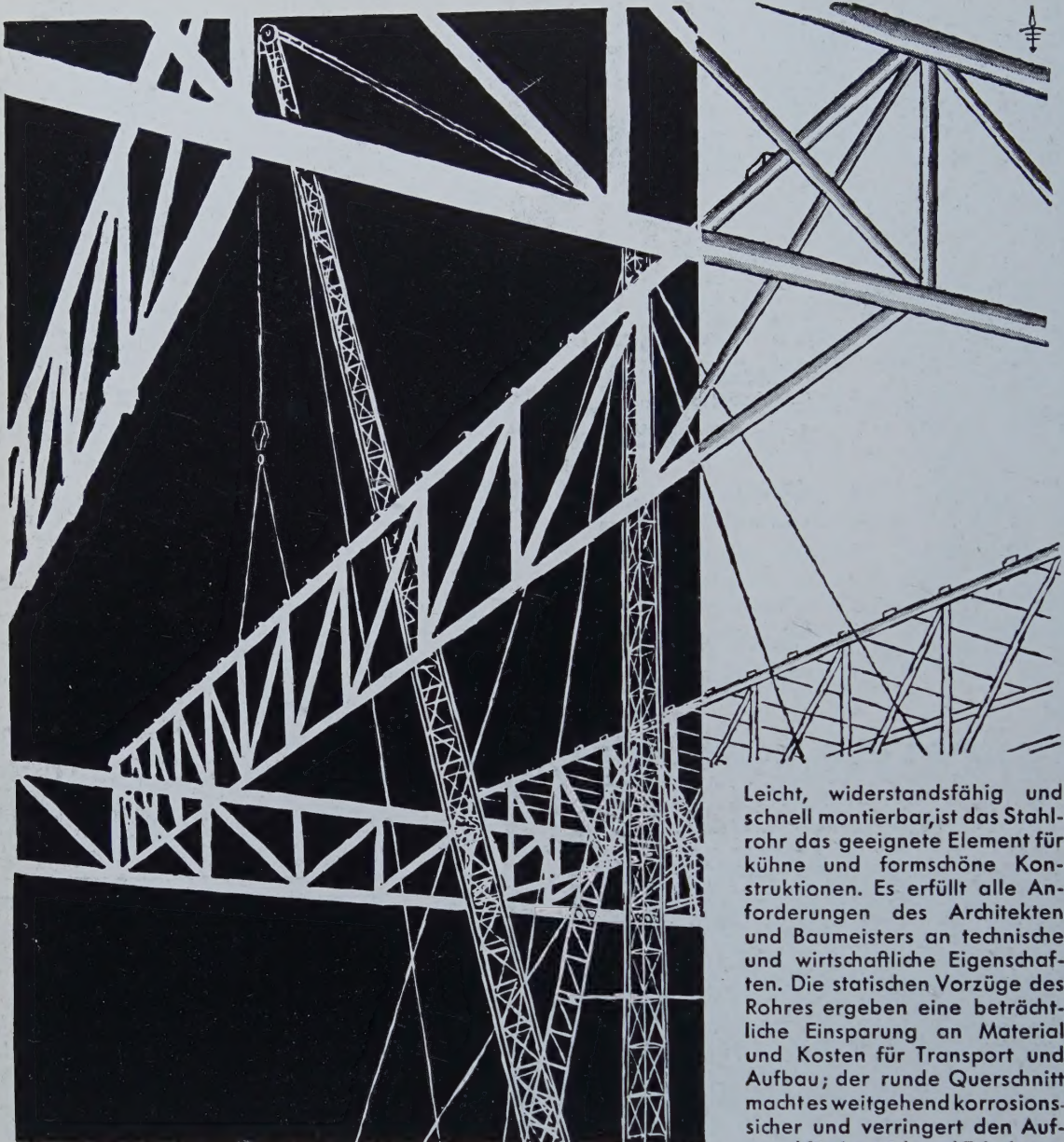
VERLAG VON WILHELM ERNST & SOHN
Berlin-Wilmersdorf, Hohenzollerndamm 169



Abdeckroste
stabil
trittsicher

STEINHAUS

GMBH · MULHEIM (RUHR) · SPELDORF



Leicht, widerstandsfähig und schnell montierbar, ist das Stahlrohr das geeignete Element für kühne und formschöne Konstruktionen. Es erfüllt alle Anforderungen des Architekten und Baumeisters an technische und wirtschaftliche Eigenschaften. Die statischen Vorzüge des Rohres ergeben eine beträchtliche Einsparung an Material und Kosten für Transport und Aufbau; der runde Querschnitt macht es weitgehend korrosions-sicher und verringert den Aufwand für Anstrich und Erhaltung. Unsere Spezialisten schweißen alle Rohr-Konstruktionen aufbaufertig in unserem Werk. Wir beraten Sie gern.

PHOENIX - RHEINROHR AG
VEREINIGTE HUTTEN- UND RÖHRENWERKE DUSSELDORF

